E 3280

METALURGIA

129

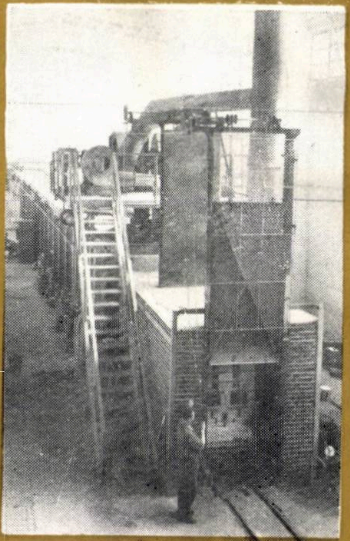
4001

1

METALURGIA • BUCUREȘTI • ANUL XVIII • NR. 1 • IANUARIE 1966

CARBOCHIM
CLUJ

CORPURI ABRAZIVE CU LIANT CERAMIC ŞI ORGANIC. DIN ELECTROCORINDON NORMAL, ELECTROCORINDON NOBIL (VERAL) ŞI CARBURĂ DE SILICIU, PENTRU OPERAŢII DE ASCUŢIRE ŞI FINISARE A SCULELOR AŞCHIETOARE, ŞLEFUIRI, OPERAŢII DE RECTIFICARE, LUSTRUIRE ŞI FINISARE A PIESELOR DIFERITELOR APARATE DE PRECIZIE ETC.



ÎNTREPRINDEREA INDUSTRIALĂ DE STAT
CARBOCHIM
CLUJ ● PIAŢA 1 MAI Nr. 3 ● TELEFON 2206

E 3280

METALURGIA

Anul 18 nr. 1 ianuarie 1966

CUPRINS

STUDII ȘI CERCETĂRI

pag.

Klöckl O. : **Particularitățile regimului termic la cuptoarele Martin de 400 t, încălzite cu gaz rece, și influența acestuia asupra productivității cuptorului** 1

Drăgan I., Novac Șt. și *Crafti A.* : **Considerații privind caracteristicile de deformabilitate la cald ale oțelurilor inoxidabile** 5

Costăchescu I. : **Caracteristicile mecanice la tracțiune la cald ale oțelurilor pentru țevi** 9

Cosneanu C. : **Variația tensiunii superficiale a fontelor în funcție de temperatură** 11

Ștefănescu D. M. : **Efectul staniului asupra proprietăților unor fonte cenușii cu grafit lamelar cu grade de eutecticitate diferite** 13

Havliček Fr. și *Jelinek P.* : **Variația presiunii în maselotele închise** 18

Scutu V., Bulzan Doina și *Fekete Al.* : **Fabricarea produselor refractare la Combinatul siderurgic — Reșița și comportarea lor în exploatare** 24

REALIZĂRI TEHNICE

Costache S. și *Ionescu S.* : **Modificarea fontei prin adăugare de oțel lichid** 27

Stanomir I. și *Filipan I.* : **Instalație pentru granulat, transportat și însilozat zgura de cubilou** . . 29

ACTUALITĂȚI ȘI DISCUȚII

Lederer A. : **Stadiul actual al laminoarelor de benzi late la cald** 31

EXTRASE 46

CRONICĂ 55

RECENZII 55

REVISTA REVISTELOR 57

INDEX DE AUTORI 59

COMITETUL DE REDACȚIE

M. Alexandru, C. Dragomir, T. Dumitrescu, C. Hertl, G. Ilin, N. Murguleț, I. Niță, P. Petrescu, V. Popescu, I. Popa, Maria Roșianu, D. Stănescu, N. Sîrbu, L. Sofroni, A. Șerban, Cl. Ștefănescu, I. Tripșa, T. Țecu, P. Wechsler

Redactor responsabil : L. Sofroni

Redactor : Maria Savu

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din R.S.R. — Redacția și administrația, București, B-dul Republicii 64, raion Tudor Vladimirescu. Telefon : 13.09.25. Revista este editată de M.I.M. Abonamentele se primesc la Administrația revistei. Instituțiile pot achita abonamentele pentru biblioteci și cabinetele tehnice în contul nostru de virament : 022001 B.N.R.S.R. — Filiala 30 Decembrie. M.I.M. — Oficiul de documentare și publicații tehnice — București. Tarif pentru întreprinderi : lei 150 anual ; tarif pentru muncitori, tehnicieni și ingineri : lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul : Întreprinderea Poligrafică Informația, str. Brezoianu nr. 23—25, București. c. 4657

SOMMAIRE

CD 669.183.21

[illegible]kl O. : **Les particularités du régime thermique pour les fours Martin de 400 t, chauffés avec du gaz froid, et l'influence de ce régime sur la productivité du four.**

Metalurgia 18 (1966), no. 1, p. 1–5

Les indicateurs techniques et économiques des fours Martin de 400 t ont été améliorés par l'amélioration de la combustion (une flamme qui corresponde aux différentes périodes de la charge, l'augmentation de la quantité de vapeur surchauffée dans le but d'obtenir un mélange très intime des combustibles, etc.).

CD 669. 14.018.; 539.32

Drăgan I., *Novac Şt.* et *Crafti A.* : **Considérations sur les caractéristiques de la déformabilité à chaud des aciers inoxydables.**

Metalurgia 18 (1966), no. 1, p. 5–8

Les recherches effectuées provent que la méthode du refoulement par choc est la meilleure pour déterminer l'écrouissabilité des aciers, la méthode de la torsion à chaud — pour déterminer la plasticité, et la méthode du refoulement — pour déterminer la résistance à la déformation par choc.

La résistance à la déformation de l'acier inoxydable de remplacement est plus grande que celle de l'acier 18/8.

CD 669.14.018.258; 621.774.372.1; 620.172.251.2

Costăchescu I. : **Les caractéristiques mécaniques, à l'étirage à chaud, des aciers pour tuyaux.**

Metalurgia 18 (1966), no. 1, p. 9–11

Les résultats de la détermination des caractéristiques mécaniques à chaud — par des essais de courte durée — indiquent une étroite relation entre $\sigma_{0.2}$ et σ_r.

CD 669.13; 532,612

Cosneanu C. : **La variation de la tension superficielle des fontes avec la température.**

Metalurgia 18 (1966), no. 1, p. 11–13

En tenant compte des données de l'expérience, on peut affirmer que les propriétés des fontes liquides aux hautes températures sont identiques à celles des autres métaux liquides, et que les valeurs positives du coefficient de température de la tension superficielle des fontes, dans l'intervalle 1200–1 550 °C, considérées comme une anomalie des alliages fer-carbone, sont dues à l'impureté des alliages dont on s'est servi pour les expériences.

CD 669.131.6; 669.6

Ştefănescu D. M. : **L'effet de l'étain sur les propriétés de certaines fontes grises à graphite lamellaire ayant différents degrés d'eutecticité.**

Metalurgia 18 (1966), no. 1, p. 13–17

L'addition d'étain dans les fontes augmente la proportion de la perlite. Pour un bas degré d'eutecticité et pour un diamètre réduit de l'éprouvette on constate un effet de graphitisation plus grand que celui du silicium.

Les fontes traitées à l'étain sont indiquées pour la coulée des pièces ayant des parois de différente épaisseur et devant présenter une uniformité meilleure de la structure.

CD 621.746.464.51

Havličck Fr. et *Jelinek P.* : **La variation de la pression dans les masselottes fermées.**

Metalurgia 18 (1966), no. 1, p. 18–23

On étudie la variation de la pression des gaz dans les masselottes atmosphériques fermées à pression ou à dépression, ainsi que l'efficacité des masselottes du point de vue de l'alimentation des moules durant la solidification.

CD 666.76 ; 31

Scutu V., Bulzan Doina et *Fekete Al.* : **La préparation des produits réfractaires aux Usines complexes sidérurgiques de Reşiţa et leur comportement dans l'exploitation.**

Metalurgia 18 (1966), no. 1, p. 24–27

L'article contient une présentation statistique, pour les trois dernières années, du problème de l'amélioration de la qualité des produits réfractaires devant servir au coulage (produits préparés par les Usines complexes sidérurgiques de Reşiţa), ainsi que du problème de leur comportement dans l'exploitation aux principaux points d'utilisation (poche, pont de coulée, barre du bouchon).

CD 669.131.622.

Costache S. et *Ionescu S.* : **La modification de la fonte par addition d'acier liquide.**

Metalurgia 18 (1966), no. 1, p. 27–28

Le procédé de la modification de la fonte par addition d'acier liquide a été appliqué avec succès en vue de l'obtention des fontes pour culasses, pistons, chemises de cylindre, etc.

CD 621.745.563.23.004.4

Stanomir I. et *Filipan I.* : **Installation pour la granulation, le transport et l'ensilotage de la scorie de cubilot.**

Metalurgia 18 (1966), no. 1, p. 29–30

Par l'emploi de l'installation, les conditions de travail des ouvriers qui surveillent les cubilots ont été améliorées et on a réalisé une augmentation de la productivité du travail, en ce qui concerne l'évacuation de la scorie, de 100%.

CD 621.771.276

Lederer A. : **L'état actuel des laminoirs à bandes larges, à chaud.**

Metalurgia 18 (1966), no. 1, p. 31–45

On examine l'assortiment, la matière première, les caractéristiques technologiques, le degré de l'automation des laminoirs modernes à bandes, et on montre les perspectives de développement pour le proche avenir. Un tableau annexé à l'article indique tous les laminoirs à bandes larges, à chaud, du monde et donne plusieurs caractéristiques importantes (le type, l'année de l'entrée en fonction, les dimensions de la bande et le poids du rouleau, la vitesse de laminage, la puissance installée et la capacité de production).

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 669.183.21

Клекл О.: **Особенности теплового режима в мартеновских 400 т печах, подогреваемых холодным газом и его влияние на производительность печи**

Metealurgia 18 (1966), № 1, стр. 1– 5

Технико-экономические показатели мартеновских 400 т печей повышены в результате мероприятий по улучшению горения (обеспечение соответствующего пламени для различных периодов шихты, повышение количества перегретого пара в целях получения более подходящей смеси топлив и др.)

ДК 669.14.018.7 ; 539.32

Драган ИИ., *Новак Ш.*, *Графти А.*: **Соображения относительно характеристик деформируемости нержавеющих сталей в горячем состоянии.**

Metalurgia 18 (1966), № 1, стр. 5 – 8

В результате проведенных исследований установлено, что для определения наклепа сталей, наиболее целесообразным является метод ударной высадки, для определения пластичности — метод кручения в горячем состоянии, а для определения устойчивости к ударной деформации — метод высадки.

Сопротивление на деформацию замещающей нержавеющей стали больше чем сопротивление стали 18/8.

ДК 669.14.018.258:621.774.372.1: 620.172.251.2

Костэкеску И.: **Механические характеристики натяжения сталей для труб в горячем состоянии.**

Metalurgia 18 (1966), № 1, стр. 9 – 11

Результаты определения ;механических характеристик в горячем состоянии путем кратковременных испытаний указывают на тесную связь между $\sigma_{0.2}$ и σ_c.

ДК 669.13 ; 532.612

Косяну К.: **Зависимость колебания поверхностного напряжения чугунов от температуры.**

Metalurgia 18 (1966), № 1, стр. 11 – 13

На основании экспериментальных данных можно утверждать, что свойства жидких чугунов при высоких температурах идентичны свойствам других жидких металлов, а положительные значения температурного коэффициента поверхностного напряжения чугунов в температурном пределе 1 200—1 550 С, считаемых аномалией железо-углеродных сплавов, являются следствием наличия примесей в подвергнутых испытаниям сплавах.

ДК 669.131.6. ; 669.6

Штефанеску Д. М.: **Эффект олова на свойства некоторых серых чугунов с пластинчатым графитом с различными степенями эутектичности.**

Metalurgia 18 (1966), № 1, стр. 13 – 17

Добавление олова к чугуну увеличивает содержание перлита. В случае пониженной степени эутектичности и небольшого диаметра образца, констатируется более значительный графитизирующий эффект, чем кремния.

Обработанные оловом чугуны показаны для отливки деталей с различной толщиной стенок, которые должны обладать высокой структуральной равномерностью.

ДК 621.746.464.51

Ховличек Ф. и *Елинек П.*: **Колебание давления в закрытых прибылях.**

Metalurgia 18 (1966), № 1, стр. 18 – 23

Приводятся данные относительно колебания давления газов в закрытых атмосферных прибылях с давлением или депрессией, а также отмечается эффективность прибылей с точки зрения питания деталей во время твердения.

ДК 666.76 ;31

Скуту В., *Бульзан Дойна и А. Фекете*: **Производство огнеупоров на металлургическом комбинате в Решице и их поведение в эксплуатации.**

Metalurgia 18 (1966), № 1, стр. 24 – 27

В статье приводятся статистические данные за последние 3 года в связи с вопросом качественного улучшения огнеупоров для литейного дела, выпускаемых металлургическим комбинатом в Решице, а также соображения относительно их поведения в эксплуатации в основных местах применения (ковш, разливочный кран, рукоятка пробки).

ДК 669.131.622

Костаке С. и *Ионеску С.*: **Изменение чугуна путем добавления жидкой стали.**

Metalurgia 18 (1966), № 1, стр. 27–28

Способ изменения чугуна добавлением жидкой стали был успешно применен для получения чугуна для головок двигателя, поршней, гильз цилиндра и др.

ДК 621.745.563.23.004,4

Становир И. и *Филипан И.*: **Установка для гранулирования, транспортировки и силозирования ваграночного шлака.**

Metalurgia 18 (1966), № 1, стр. 29–30

В результате использования установки, улучшились условия труда рабочих при обслуживании вагранок, причем был обеспечен рост производительности труда на 100 % при операциях по удалению шлака.

ДК 621.771.276

Ледерер А.: **Современное положение в области прокатных станов для горячей прокатки полосовой стали.**

Metalurgia 18, (1966), № 1, стр. 31–54

Анализируется сортамент, сырье, технологические и конструктивные характеристики, степень автоматизации современных прокатных станов для выпуска полосовой стали, причем указываются перспективы развития на ближайший период. В статье приводится таблица, включающая все конструкции станов существующие в мире для горячей прокатки широкой полосовой стали , причем приводятся основные характеристики (тип, год вступления в строй, размеры полосы и вес рулона, скорость прокатки, установленная мощность и производственная мощность).

INHALTSVERZEICHNIS

DK 669. 183.21

Klöckl O. : **Eigenheiten des Wärmebetriebs bei 400-T-Martinöfen, die mit kaltem Gas beheizt werden und dessen Einfluss auf die Produktivität des Ofens.**

Metalurgia 18 (1966) , H. 1, S. 1–5

Die technisch-wirtschatlichen Kenndaten der 400-T-Martinöfen wurden durch Massnahmen zur Verbesserung der Heizung erhöht (Gewährleistung einer entsprechenden Flamme für die verschiedenen Phasen des Schmelzvorgangs, Erhöhung der Zuführung an überhitztem Dampf im Hinblick auf die Erzielung eines möglichst innigen Gemisches der Brennstoffe usw.).

DK 669.14.018.7 ; 539.32

Drăgan I., *Novac St.* und *Crafti A.* : **Erwägungen in bezug auf den Wärmeformänderungsgrad der rostfreien Stähle.**

Metalurgia 18 (1966) H. 1, S. 5–8

Untersuchungen ergaben, dass zur Bestimmung der Verfestigung der Stähle die Schlagstauchung, zur Bestimmung der Plastizität die Warmverdrehung und zur Bestimmung der Schlagverformungsfestigkeit das Stauchverfahren sich am besten eignen.

Die Formänderungsfestigkeit des rostfreien Einsatzstahls ist grösser als die 18/8-Stahls.

DK 669.14.018.258 ; 621.774.372.1: 620.172.201.2

Costăchescu I. : **Mechanische Charakteristiken der Rohrstähle beim Warmziehen.**

Metalurgia 18 (1966), H. 1, S. 9–11

Die Ergebnisse der Bestimmung der mechanischen Charakteristiken beim Warmziehen durch kurzfristige Versuche, weisen auf eine enge Verbindung zwischen $\sigma_{0.2}$ und σ_r hin.

DK 669.13 ; 532.612

Cosneanu C. : **Veränderung der Oberflächenspannung im Verhältnis zur Temperatur.**

Metalurgia 18 (1966), H. 1, S. 11–13

Auf Grund von Versuchsergebnissen wird gezeigt, dass die flüssigen Gusseisen bei hohen Temperaturen die gleichen Eigenschaften aufweisen, wie andere flüssige Metalle, und dass die positiven Werte des Temperaturkoeffizienten der Oberflächenspannung der Gusseisen bei Temperaturen zwischen 1 200—1 550°C, die als Anomalie der Eisen-Karbon-Legierungen angesehn werden, den Verunreinigungen in den Versuchslegierungen zuzuschreiben sind.

DK 669.131.6 ; 669.6

Ştefănescu D. M. : **Die Wirkung des Zinns auf die Eigenschaften des grauen Gusseisens mit Lamellengraphit verschiedener eutektischer Grade.**

Metalurgia 18 (1966), H. 1, S. 13–17

Der Zinnzusatz im Gusseisen erhöht das Perlitverhältnis Bei einem niedrigen eutektischen Grad und einem kleinen Durchmesser des Prüfkörpers kann eine höhere Graphitbildung als die des Siliziums festgestellt werden.

Die mit Zinn behandelten Gusseisen eigenen sich für den Guss von Werkstücken mit verschiedenartiger Wanddicke, die eine erhöhte Gefügegleichmässigkeit aufweisen müssen.

DK 621.746.464.51.

Havliček Fr. und *Jelinek P.* : **Veränderung des Drucks im geschlossenen verlorenen Kopf.**

Metalurgia 18 (1966), H. 1, S. 18–23

Der Aufsatz enthält Angaben über die Veränderung des Gasdrucks in geschlossenen athmosphärischen verlorenen Druck — oder Tiefdruckköpfen, sowie über die Wirksamkeit der verlorenen Köpfe von Standpunkt der Pressenbeschikkung während der Verfestigung.

DK 666.76 ;31

Scutu V., *Bulzan Doina* und *Fekete Al.* : **Die Herstellung hitzefester Erzeugnisse im Hüttenkombinat Reşiţa und deren Verhalten während des Betriebs.**

Metalurgia 18 (1966), H. 1 S. 24–27

Der Aufsatz enthält eine statistische Darstellung der letzten drei Jahre im Zusammenhang mit der Qualitätsverbesserung feuerfester Erzeugnisse für die Giesserein, die im Hüttenkombinat Reşiţa hergestellt wurden. Ferner wird ihr Verhalten in den hauptsächlisten Verwendungsgebieten (Giesspfanne, Giessbühne, Zapfenstange) beschrieben.

DK 669. 131.622

Costache S. und *Ionescu S.* : **Modifizierung des Gusseisens durch Zusatz von flüssigen Stahl.**

Metalurgia 18 (1966), H. 1, S. 27–28

Das Verfahren der Modifizierung des Gusseisens durch Zusatz an flüssigen Stahl wurde erfolgreich zur Erschmelzung von Gusseisen für Zylinderköpfe, Kolben, Zylindermäntel usw. angewandt.

DK 621.745.563.23.004.4

Stanomir, I. und *Filipan, I.* : **Anlage zur Körnung, Beförderung und Silierung der Kuppelofenschlacke.**

Metalurgia 18 (1966), H. 1, S. 29–30

Durch Verwendung einer solchen Anlage wurden die Arbeitsbedingungen der Belegschaft der Kuppelöfen verbessert und eine 100% ige Steigerung der Arbeitsproduktivität bei der Schlackenbeseitigung erzielt.

DK 621. 771.276

Lederer, A. : **Der heutige Stand der Warmbreitbandwalzwerke für Warmwalzen.**

Metalurgia 18 (1966), H. 1, S. 31–45

Es werden das Sortiment, der Rohstoff, die technologischen und baulichen Kenndaten und der Automationsgrad der modernen Bandwalzwerke analysiert und die Entwicklungsperspektiven für die nächste Zukunft umrissen. Dem Aufsatz liegt eine Aufstellung bei, die alle Warmbreitbandwalzwerke der Welt enthält, mit gleichzeitiger Angabe einiger wichtigen Charakteristiken (Type, Datum der Inbetriebnahme, Abmessungen und Gewicht des Bundes, Walzgeschwindigkeit, instalierte Leistung und Produktionskapazität).

CONTENTS

DC. 669.183.21

Klöckl O. : **The peculiarities of the thermic regime in cold-gas heated 400-t open hearth furnaces and its influence on the furnace productivity.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 1, p. 1– 5

The technical-economic indexes of the 400-t open-hearth furnaces have been improved by bettering the combustion (ensurance of adequate flame during the different charge periods, inc[illegible] quantity of superheated steams in order to obtain the finest possible mixture of the fuels etc.

DC 669.14.018.7 ; 539.32

Drăgan I., *Novac Șt.* and *Crafti A.* : **Some considerations concerning the hot deformability characteristics of non-corrosive steels.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 1, p. 5 – 8

It has been found from the researches carried out that the best method for the determination of steel rackability was the shock upsetting, for plasticity determination the hot torsion method and for determining the shock-deformation resistance the upsetting method.

The deformation resistances of the substitution non-corrosive steel is higher than that of the 18/8 steel.

DC 669.14.018.258 ; 621.774.372.1 ; 620.172.251.2

Costăchescu I. : **The mechanical characteristics at hot traction of tube steels.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 1, p. 9–11

The results of the determination of hot mechanical characteristics by short-time tests indicate the close connection existing between $\sigma_{0.2}$ and σ_r.

DC 669.13 ; 532.612

Cosneanu C. : **The variation in the surface tension of cast irons with temperature.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 1, p. 11–13

It may be stated on the basis of experimental data that the properties ot hot metals at high temperatures are identical to those of other liquid metals and that the positive values of the temperature coefficient of the superficial tension of cast irons in the temperature range of 1,200—1,500 C considered as an anomaly of the iron-carbon alloys are due to the impurities of the alloys used in the experiments.

DC 669.131.6 ; 669.6

Ștefănescu D. M. : **The effect of tin on the properties of some gray cast irons with lammellar graphite of different eutecticity degrees.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 1, p. 13–17

The tin addition in cast irons increases the perlite proportion. A graphitizing effect higher than that of silicium is recorded in the case of low eutecticity degree and of a reduced diameter of the test piece. The tin-treated cast irons are suitable for casting pieces with walls of different thicknesses from which a high structural uniformity is required.

DC 621.746.464.51

Havlicek Fr. and *Jelinek P.* : **Pressure variation in the closed deadheads.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 1, p. 18–23

Some data are given concerning the gas pressure variation in the closed atmospheric deadheads with pressure or depression and the efficiency of deadheads from the viewpoint of piece feeding during solidification.

DC 666.76 ; 31

Scutu V., *Bulzan Doina* and *Fekete* Al. : **The manufacture of refractory goods at the Reşiţa Siderurgical Combine and their behaviour under exploitation conditions.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 1, p. 24–27

The paper contains a statistical presentation for the last three years of the problems connected with the improvement of the quality of refractory goods for the casting tracing, produced at the Reşiţa Siderurgical Combine and with their behaviour under exploitation conditions at the main utilization places (ladle, foundry platform, plug bar).

DC 669.131.622

Costache S. and *Ionescu S.* **Modification of cast iron by liquid steel addition.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 1, p. 27–28

The cast iron modification by liquid steel addition has been successfully applied to obtain cast irons for cylinder heads, pistons, cylinder sleeves etc.

DC 621.745.563.23.004.4

Stanomir I. and *Filipan I.* : **Installation for granulating, transporting and siloing the cupola slag.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 1, p. 29–30

The use of the installation described improved the working conditions of the cupola furnace operators ensuring a labour productivity increase of 100 % in the slag evacuation operations.

DC 621.771.276

Lederer A. : **The present stage of hot rolling of wide strip.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 1, p. 31–45

The author analyses the technological and constructive characteristics, the raw materials, the assortment, the automation degree of modern strip rolling mills, pointing out their development prospects for the near future. A table comprising all the mills of this kind in the world and their main characteristics (type, year of commisionment, strip dimensions and roll weight, rolling speed, installed power and production capacity) has also been included.

METALURGIA

ANUL 18
Nr. 1
IANUARIE
1966
BUCUREȘTI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ȘI AL CONSILIULUI NAȚIONAL AL INGINERILOR
ȘI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

STUDII ȘI CERCETĂRI

CZ. 669.183.21

Particularitățile regimului termic la cuptoarele Martin de 400 t, încălzite cu gaz rece și influența acestuia asupra productivității cuptorului

Ing. O. KLÖCKL
Combinatul siderurgic – Hunedoara

Productivitatea cuptoarelor Martin depinde de o serie de factori de ordin tehnologic, organizatoric și termotehnic. Funcționarea cuptoarelor din punct de vedere termic este influențată, în primul rînd, de calitatea combustiei.

Tabela 1

	Cuptor Martin de 500 t [4]				Cuptor Martin de 400 t [5]				Cuptor Martin de 400 t [6]		Combinatul siderurgic – Hunedoara, cuptor nr. 8 de 400 t			
	Durata medie, h	Încărcarea termică, 10^6 kcal/h	Debit de gaz de cocs, m^3/h	Debit de păcură, kg/h	Durata medie, h	Încărcarea termică, 10^6/kcal/h	Debit de gaz de cocs, m^3/h	Debit de păcură, kg/h	Durata medie, h	Încărcarea termică, 10^6 kcal/h	Durata planificată, h	Încărcarea termică, 10^6 kcal/h	Debit de gaz de cocs, m^3/h	Debit de păcură, kg/h
Ajustare	0,30	28,5	7 000	—	0,15	20,7	3,500	700	0,15	20	0,40″	23	4 000	700
Încărcare	1,50	46,0	10 000	500	2,0	29,0	6,000	500	2,00	32	2,00′	35	5 000	1 500
Încălzire	1,50	40,0	8 800	500	2,0	22,9	4,500	500	1,3	28	1,40′	33	5 000	1 300
Introducerea fontei	0,50	34,0	5 850	1 100	1,3	22,6	4,000	680	1,3	28	40′	28,5	5 000	800
Topire	3,70	34,5	4 250	1 800	3,3	22,5	3,000	1 100	3,0	25	4,30′	28	5 000	800
Afinare	2,00	34,0	3 000	2 400	2,45	24,45	3,000	1 300	3,45	28	2,30′	31	4 000	1 500
Total	9,50	36,5	5 800	1 350	12,00				12,00	27,5	12,00′			

Influența unor factori tehnologici și organizatorici, cum sînt: viteza de încărcare, procentul de fontă lichidă și intensitatea de topire asupra productivității cuptorului, a fost cercetată la C.S.H. [1] pentru un cuptor de 200 și de 400 t.

În ceea ce privește calitatea combustiei, s-a cercetat nivelul regimului termic al cuptoarelor în diferitele perioade ale șarjei, comparativ cu regimul termic cunoscut din literatura de specialitate, redat în tabela 1. Regimul termic al cuptorului de 400 t nr. 8 este cel mărit, prescris pentru sfîrșitul campaniei bolții. Comparîndu-l cu cel din literatură se poate afirma că regimul termic al cuptorului de 400 t se situează la un nivel identic.

Consumul de căldură realizat pe șarjă (medie lunară), repartizat pe perioadele șarjei, în %, se prezintă ca în tabela 2.

Repartizarea căldurii pe perioadele șarjei, în %, la cuptoarele cercetate, indiferent de mărimea cuptorului sau construcția lui, este aceeași.

Tabela 2

Operația \ Cuptor nr.	2 (200 t)	4 (400 t)	5 (400 t)	6 (400 t)
Ajustare, încărcare, încălzire, introducerea fontei	40	40,5	38,5	42,0
Topire	36,5	36,5	35,7	33,0
Afinare	23,5	23,0	25,8	25,0

Influența încărcării termice asupra productivității cuptoarelor a fost urmărită pe perioade scurte, pentru eliminarea influenței îmbătrînirii cuptorului asupra productivității, analizîndu-se, la cuptorul nr. 8 de 400 t, două perioade scurte din același trimestru, cu regimuri termice mici, dar diferite, aplicate la începutul campaniei cuptorului (tabela 3).

Din tabela 3 reiese influența unui regim termic mai intens asupra productivității cuptorului. Variaţiile încărcării termice pe perioade sînt cauzate de factori tehnologici sau organizatorici. Cu toate acestea, influenţa încălzirii mai intense a cuptorului este evidentă.

Tabela 3

Denumirea operaţiei	Perioada	
	I pentru 21 şarje	II pentru 18 şarje
— Productivitatea realizată, t/h	36,53	32,53
Limite de încredere	35,17—37,89	30,84—34,26
Încărcarea termică		
— în perioada de încărcare·10^6 kcal/h	27,07	24,42
Limite de încredere	26,4 —27,74	23,46—25,07
— Încărcarea termică în perioada de introducerea fontei·10^6 kcal/h	25,70	22,39
Limite de încredere	26,08—26,05	21,11—23,67
— Încărcarea termică în perioada de topire·10^6 kcal/h	26,60	22,11
Limite de încredere	25,87—27,33	20,96—23,36
— Încărcarea termică în perioada de fierbere·10^6 kcal/h	26,67	22,48
Limite de încredere	25,99—27,35	21,66—23,30

Obs.: Limitele de încredere pentru valoarea medie a colectivităţii generale sînt calculate la $\eta = 95\%$.

Cercetînd în continuare consumul specific de căldură, s-a constatat că acesta nu este un indice important pentru funcţionarea cuptorului. Consumul specific de căldură este influenţat în mare măsură de durata şarjei. Cercetarea statistică a acestei corelaţii a arătat un coeficient de corelaţie $r = 0,86$, care este foarte mare, datele fiind următoarele :

— durata medie a şarjei, 747,1111 min;

— consumul specific de căldură, 964,2889 kcal/t;

— coeficientul de corelaţie, 0,8616;

— ecuaţia dreptei de regresie $Y = 1,390323\,X - 74,43662$.

Evoluţia consumurilor specifice de căldură este redată în tabela 4.

Consumul specific de căldură este influenţat numai parţial de calitatea arderii, ponderea mare la variaţia acestuia revenind factorilor tehnologici şi organizatorici. Cuptoarele de mare capacitate, încălzite cu gaz nepreîncălzit, sînt deosebit de sensibile în ceea ce priveşte obţinerea încărcării termice optime şi raţionale pe faze de şarje, pentru menţinerea la maximum a aportului de căldură în spaţiul de elaborare, fără a diminua durata campaniei de lucru a cuptorului. De altfel, menţinerea unei productivităţi constante pe întreaga campanie este deosebit de importantă. Importanţa cea mai mare în acest sens o are modul de propagare a flăcării în cuptor.

Nivelul regimului termic pe întreaga şarjă, dar mai ales repartizarea nivelului termic în diferitele perioade ale şarjei, în care necesarul de căldură este diferit, are influenţă mare asupra uzurii cuptorului, însoţită de scăderea productivităţii orare. Influenţa campaniei de lucru asupra productivităţii a fost cercetată statistic pe campaniile încheiate în cursul anului 1964. Funcţia s-a determinat prin metoda polinoamelor ortogonale, considerînd gradul de aproximare egal cu 4 ca fiind suficient. Funcţiile sînt reprezentate grafic prin puncte.

Funcţia de gradul I indică tendinţa generală de variaţie a productivităţii, în funcţie de uzura cuptorului, cu o tendinţă foarte slabă de descreştere.

Funcţia de gradul IV prezintă două maxime. În prima şi în a doua jumătate a campaniei, la majoritatea campaniilor cercetate, aceste maxime diferă foarte puţin de restul intervalului.

La prescrierea regimului termic pe perioadele şarjei se practică majorarea lui pentru a doua jumătate a campaniei; aceasta, cu scopul de a compensa pierderile mai mari de căldură datorită uzurii cuptorului, asigurînd astfel o productivitate constantă a cuptorului pe întreaga campanie.

În general, diferitele valori ale productivităţii, de la o campanie la alta, sînt în legătură cu factorii tehnologici şi organizatorici care au putut fi asiguraţi pentru campaniile respective.

Diagrama din figura 1 (*1* — Campania 04.11.1963—21.02.1964: $Y = -0,000001685\,x^4 + 0,0003679\,x^3 - 0,028617\,x^2 + 0,83074\,x + 23,343 \quad \int_1^{108} y\,\mathrm{d}x = 2325$; *2* — Campania 20.03.1964—19.06.1964: $Y = -0,0000040298\,x^4 +$

Tabela 4

Denumirea	Anul					
	1959	1960	1961	1962	1963	1964
Consum specific în :						
— kg/t oţel	180,17	157,12	149,99	149,72	141,85	148,45
— 10^6 kcal/t oţel	1,261	1,100	1,050	1,048	0,993	1,039
din care :						
— păcură, %	51	51,4	48,8	46,6	44,88	34,59
— productivitatea efectivă, t/h	19,37	23,34	26,50	28,91	32,84	31,88

$+ 0{,}000764\ x^3 - 0{,}04732\ x^2 + 1{,}04407\ x + {}$ $+ 27{,}6707$; $\int_1^{93} y\,\mathrm{d}x = 3053{,}7$; *3* — Campania 16.09.1964—05.12.1964 : $Y = -0{,}000001906\ x^4 + {}$ $+ 0{,}00039055\ x^3 - 0{,}02872\ x^2 + 0{,}81755\ x + {}$

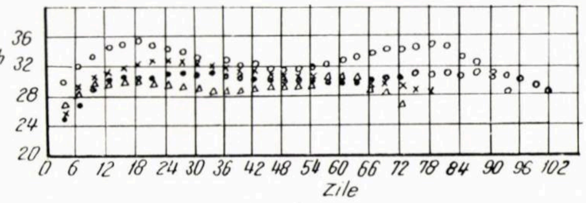


Fig. 1

$+ 25.0607$; $\int_1^{80} y\,\mathrm{d}x = 2444{,}1$; *4* — Campania 28.06.1964-09.09.1964: $Y = -0{,}000007045148\,x^4 + {}$ $+ 0{,}001050373\ x^3 - 0{,}0519588\ x^2$; $\int_1^{72} y\,\mathrm{d}x = {}$ $= 2083{,}6$) arată aceste tendințe pentru cuptorul 1 de 400 t, iar figura 2 (*1* — Campania 13.02.1964 — 10.05.1964 : $Y = -\ 0{,}000006317\ x^3 + {}$ $+ 0{,}004919\ x^2 - 0{,}03913\ x + 23.747$; $\int_1^{88} y\,\mathrm{d}x = {}$ $= 2084{,}8$; *2* — Campania 17.05.1964 — 22.08.

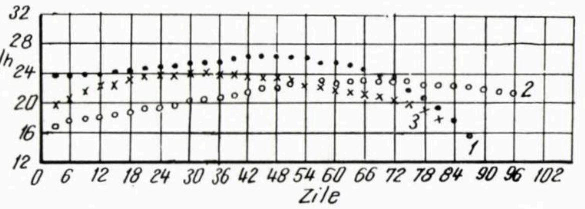


Fig. 2

1964 : $Y = -\ 0{,}0000019712\ x^3 + 0{,}0014911\ x^2 - {}$ $-\ 0{,}087617\ x + 16.610$; $\int_1^{97} y\,\mathrm{d}x = 1199{,}8$; *3* — Campania 30.08.1964 — 26.11.1964 : $Y = -\ 0{,}0000090877\,x^4 + 0{,}00018074\ x^3 - {}$ $-\ 0{,}0145111\ x^2 + 0{,}489708\ x + 18.159129$; $\int_1^{88} y\,\mathrm{d}x = 1930$), pentru cuptorul 2, de 200 t. Cunoașterea acestor situații în faza actuală a funcționării cuptoarelor este deosebit de importantă datorită introducerii oxigenului atît prin injector, cît și prin lance, situație care va schimba esențial principiile de stabilire a regimului termic, factor hotărîtor pentru asigurarea unei productivități constante pînă la încheierea campaniei de lucru a cuptorului.

Regimul termic realizat este arătat în figura 3 pentru cuptorul nr. 8, care a realizat în faza de fierbere cu minereu o viteză de decarburare între 0,20 și 0,30% C/h, iar în faza de fierbere liniștită, între 0,13 și 0,20% C/h, iar încălzirea șarjei s-a făcut cu 0,8 — 1°C/min.

Regimul temperaturii grătarului și răcirea destul de accentuată în timpul încărcării arată existența rezervelor pentru îmbunătățirea regimului termic, mai ales în ceea ce privește capacitatea termică a arzătorului injector, de a avea o mai mare elasticitate pe faze de șarje cu menținerea temperaturii grătarelor la un nivel optim atît în timpul încărcării, cît și în timpul afinării, pentru asigurarea durabilității grătarelor la nivelul duratei campaniei bolții cuptorului. După cum indică diagramele, creșterea temperaturii grătarelor în faza de topire, cu încărcarea termică micșorată, se datorește cantității mari de căldură provenită din arderea oxidului de carbon care se degajă din baie în timpul topirii și fierberii. Această caracteristică a regimului termic al grătarelor impune o analiză detaliată a posibilităților măririi regimului termic în perioada de încărcare și încălzire.

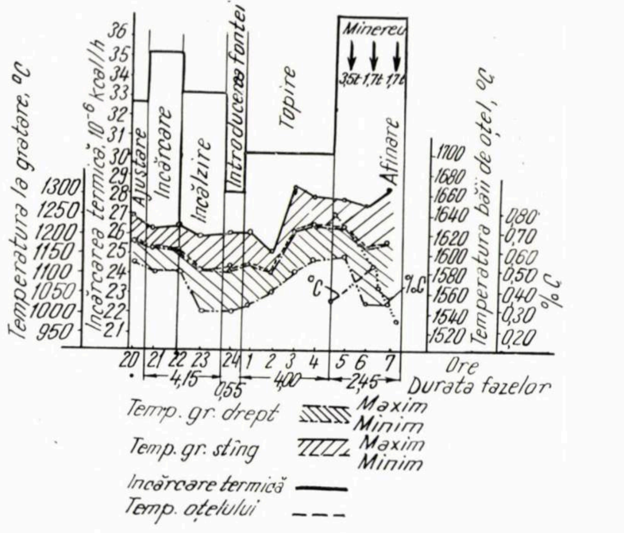


Fig. 3

Reducerea la minim a antrenării de zgură în camerele de zgură împiedică umplerea prematură a acestora. Din acest punct de vedere, propagării flăcării, prin dimensionarea optimă a injectorului, și prin asigurarea parametrilor optimi de funcționare, îi revine un rol deosebit.

Dezvoltarea constructivă a cuptoarelor Martin cu gaz nepreîncălzit s-a ghidat inițial după principii de proiectare a cuptoarelor cu gaz preîncălzit, dînd o deosebită importanță secțiunii și raportului secțiunii canalelor verticale și înclinațiilor, îngustărilor la capul cuptorului pentru asigurarea unor arderi complete și optime în spațiul de elaborare, cu încălzirea băii oțelului cu un randament cît mai mare. Principiile noi din mecanica fluidelor, aplicate la arzătorul-injector, au scos în relief importanța vitezei jetului liber al flăcării și a creat noțiunea de „impulsul injectorului'' și la cuptoarele Martin, factor hotărîtor pentru obținerea unei flăcări puternice cu un amestec cît mai intim al combustibilului cu aerul de combustie.

În practica cuptoarelor Martin, radiația flăcării s-a considerat ca factorul cel mai important pentru transmisia căldurii între flacără și încărcătură. Încercări practice cu ridicarea presiunii mediului de pulverizare, cu ridicarea presiunii gazului, au confirmat importanța impulsului arzătorului. Această influență a fost confirmată și la Combinatul siderurgic — Hunedoara prin trecerea în anii trecuți la presiunea mai mare de aburi chiar și prin înlocuirea rețelelor de alimentare cu aburi. Regimul de lucru al aburului a fost ridicat de la 10 la 16 at, iar consumul de aburi pe tona de păcură consumată a fost, în anul 1963, de 1,66 kg aburi/kg păcură, în anul 1964, de 2,09 kg aburi/kg păcură, iar în anul 1965 în descreștere.

Transmisia de căldură prin convecție este importantă după formarea unei băi calde topite și acoperite cu zgură. O flacără lungă și fierbinte asigură cel mai bine acest lucru. La începutul șarjei în faza de topire, o flacără foarte caldă și scurtă corespunde cel mai bine procesului de topire. Caracterul flăcării depinde în primul rînd de viteza de ardere, iar aceasta, de viteza de aspirare a aerului în flacără, ceea ce este direct proporțional cu impulsul injectorului.

Impulsul arzătorului-injector este direct proporțional cu cantitatea de aer sau gaze arse absorbite în timpul arderii [2].

În cazul particular al cuptoarelor din țara noastră, de 400 t, calculul impulsului devine destul de nesigur datorită celor trei medii folosite: gazul de cocs, aburul și păcura.

Din aceste motive, se ia viteza de ieșire a aburului ca parametru de bază, aplicînd o formulă simplificată pentru calculul impulsului:

$$I = \frac{Mw}{g}, \text{ în kg,}$$

unde: M este masa combustibilului pe secundă;
w — viteza, în stare de exploatare, în m/s;
g — accelerația gravitației, în m/s^2.

Pentru încărcarea termică maximă de $35 \cdot 10^6$ kcal/h, se consumă:

— gaz de cocs,	0,695 kg/s	(5 000 m³/h)
— păcură,	0,417 kg/s	(1 500 kg/h)
— aburi,	0,417 kg/s	(1 500 kg/h)
Total	1,529 kg/s	

Secțiunea arzătorului este:
$f = 0{,}0177$ m^2 pentru diametrul de 150 mm.

Viteza aburului antrenant este viteza critică de 560 m/s, deci impulsul devine:

$$I = \frac{1{,}529 \cdot 560}{9{,}81} = 90{,}4 \text{ kg};$$

$$\frac{90{,}4}{35} = 2{,}6 \text{ kg}/10^6 \text{ kcal}.$$

Impulsul de 2,6 kg/10^6 kcal este la limita superioară a celui cunoscut în literatura de specialitate și asigură, pe de o parte, o prestație mai bună a cuptorului, iar pe de altă parte, contribuie, în mare măsură, la antrenarea zgurei din baie în camera de zgură de către flacără, cauzînd umplerea prematură a camerei de zgură. Pentru eliminarea acestui neajuns s-a căutat să se modifice ajutajul aburului de la diametrul de 25 la 22 mm și, în continuare, la 18 mm, pentru realizarea parametrilor optimi de dezvoltare a flăcării.

Injectorul folosit este redat în figura 4 (*1* — păcură; *2* — abur; *3* — gaz de cocs).

Capul propriu-zis al cuptorului, în înțelesul mai larg al cuvîntului, poate să fie considerat ca un injector și ca atare studiat în ceea ce privește eficiența amestecării și arderii flăcării. Figurile 5 și 6 îndreptățesc la oricare asimilare în calculul gradului de amestecare a aerului cu combustibil, după formula [3]:

$$\frac{V}{v_0} = K \frac{D}{\mathrm{d}} \sqrt{\frac{\rho_0}{\rho_1} - \frac{\rho_0}{\rho_1} + 1},$$

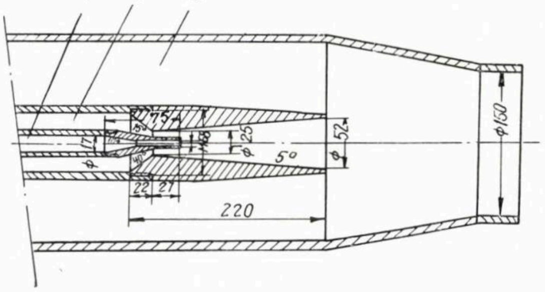


Fig. 4

în care:
ρ_0 este densitatea combustibilului;
ρ_1 — densitatea aerului,

$$\text{iar } b + a = \frac{D}{2 \operatorname{tg} \frac{\theta}{2}};$$

$$\text{pentru } K = 1{,}07$$
$$\theta = 17^\circ.$$

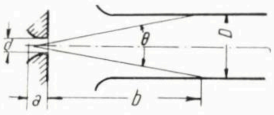


Fig. 5

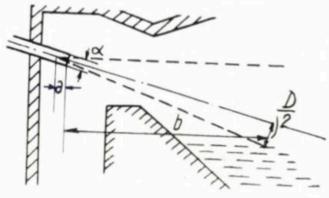


Fig. 6

Din figura 7, construită pe baza formulei de mai sus, se poate constata influența mare pe care o are densitatea mediului (inclusiv aburul) asupra caracterului propagării flăcării și asigurarea unei flăcări calde și scurte în faza de încărcare și încălzire și este una din căile pentru ridicarea încărcării termice specifice în faza de încărcare fără solicitarea termică a grătarului cuptorului. În cazul gazului de cocs se obține excesul de aer suficient la $V : v_0 = 8$, ceea ce se realizează la o distanță $x : d = 40$, respectiv $x = 40 \cdot 150 = 6\,000$ mm, adică la nivelul ușii nr. 2, după care urmează arderea combustibilului amestecat, ceea ce de fapt se suprapune atît cu amestecarea , cît și cu arderea.

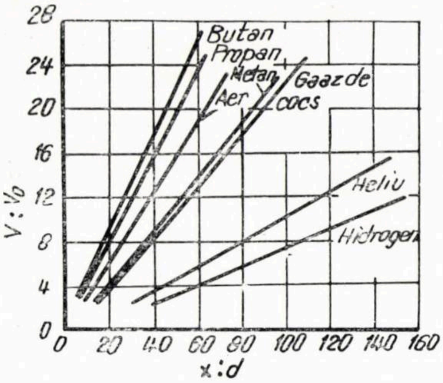


Fig. 7

Concluzii

Regimul termic a fost în permanență adaptat condițiilor de lucru din oțelărie atît pentru îmbunătățirea prestației orare , cît și pentru diminuarea uzurii cuptorului prin :

— Găsirea unui regim termic cu proporții optime între combustibili (gaz de cocs și păcură) care să asigure o flacără cît mai corespunzătoare diferitelor perioade ale șarjei ; s-a mers pe linia micșorării proporției de păcură, dar fără a micșora productivitatea cuptoarelor.

— Pentru a avea o pulverizare bună și un amestec cît mai intim al combustibililor cu aerul, s-a trecut inițial la mărirea cantității de aburi supraîncălziți. S-a observat însă că peste o anumită limită, creșterea cantității de aburi nu este justificată, productivitatea cuptorului nu mai crește, însă antrenările de zgură din baia cuptorului cresc, durabilitatea cuptorului scade și deci și prestația anuală a cuptorului.

Introducerea oxigenului creează condiții noi pentru studiul regimului termic, asigurînd însă în primul rînd durabilitatea corespunzătoare a cuptorului care se uzează datorită antrenărilor masive de zgură și praf din spațiul de elaborare.

BIBLIOGRAFIE

[1] Klöckl O. și Bologa N. *Influența unor factori tehnologici asupra productivității cuptoarelor Siemens Martin.* Metalurgia, 1964, p. 241—246.

[2] Schöberl A. și Pink E. *Măsuri pentru mărirea prestației de topire la cuptoarele Martin, încălzite cu gaz metan și păcură.* Berg und Hüttenmännische Monatshefte, 1963, p. 181 — 189.

[3] Kremer H. *Aspirația de aer în arzător-injector.* Chimi-Ingenieur technik, p. 444—447.

CZ. 669. 14.018.7 ; 539.32

Considerații privind caracteristicile de deformabilitate la cald ale oțelurilor inoxidabile

Dr. ing. I. DRĂGAN, ing. ȘT. NOVAC și ing. A. CRAFTI
Institutul de cercetări metalurgice

In articolul de față se prezintă unele rezultate obținute în laborator cu privire la caracteristicile de deformabilitate la temperaturi ridicate ale oțelului inoxidabil de înlocuire Cr-Mn-Ni-N_2, în comparație cu cele ale oțelului inoxidabil 18/8.

Compoziția chimică a oțelurilor studiate este dată în tabela 1.

Epruvetele au fost confecționate din bare forjate.

Cercetările s-au făcut în domeniul de temperaturi 700—1 250°C.

Caracteristicile de capacitate de deformare, precum și de rezistență la deformare, s-au studiat prin mai multe metode : refulare prin șoc, torsiune la cald și întindere monoaxială.

Fiecare punct din diagrame reprezintă media a cel puțin șase probe.

Determinarea rezistenței la deformare prin metoda refulării prin șoc

Refularea prin șoc s-a executat pe epruvete cilindrice cu diametrul de 20 și lungimea de 30 mm, la o sonetă de 125 kgf, ca înălțimi de

Tabela 1

Oțelul	Compoziția chimică, %							
	C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	N_2
Cr-Mn-Ni-N_2	0,11	9,[illegible]2	0,19	0,037	0,007	20,80	4,64	0,195
18/8	0,07	1,60	0,63	0,030	0,016	18,49	8,90	—

cădere alegîndu-se 550, 1 100, 1 650 și 2 200 mm. Rezistența la deformare s-a determinat din formula lucrului mecanic de deformare :

$$A = pV \ln \frac{H}{h} \text{ kgf/mm},$$

în care :

p este rezistența la deformare, kgf/mm^2;
V — volumul epruvetei, mm^3;
H și h — înălțimile epruvetei înainte și după refulare, mm,

de unde :

$$p = \frac{1}{V} \cdot \frac{A}{\ln \frac{H}{h}}, \text{ kgf/mm}^2.$$

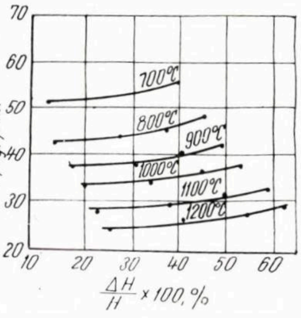


Fig. 1

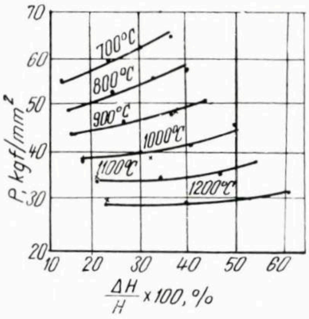


Fig. 2

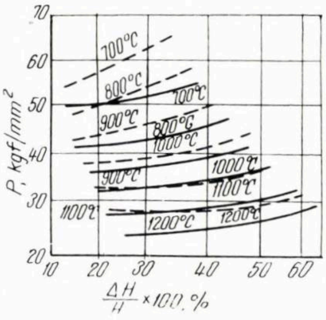


Fig. 3

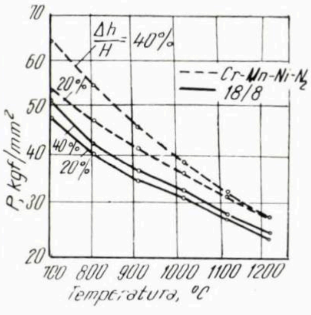


Fig. 4

Rezultatele obținute au stat la baza întocmirii diagramelor din figura 1, pentru oțelul 18/8 și figura 2, pentru oțelul de înlocuire Cr-Mn-Ni-N_2, în care se arată variația rezistenței la deformare a celor două oțeluri în funcție de temperatură și de gradul de deformare.

Pentru scoaterea în evidență a diferențelor de deformabilitate a celor două oțeluri, se prezintă diagrama comparativă din figura 3.

Se constată că în intervalul de temperatură studiat (700—1 200°C) rezistența la deformare a oțelului de înlocuire depășește cu 16—24% pe cea a oțelului 18/8. La temperaturile mai mari de 1 000°C, influența gradului de deformare asupra rezistenței la deformare a oțelului de înlocuire este mai puțin accentuată decît la oțelul 18/8.

Creșterea rapidă a ecruisabilității oțelului Cr-Mn-Ni-N_2, în comparație cu cea a oțelurilor 18/8, la temperaturi sub 1 000°C, rezultă clar din figura 4, unde se arată, în valoare absolută, variația rezistenței la deformare a celor două oțeluri, în funcție de temperatură, pentru gradele de deformare de 20 și 40%.

Același lucru, dar în valoare relativă, se arată în figura 5, unde se prezintă variația ecruisabilității în funcție de temperatură, pentru o creștere a gradului de deformare de la 20 la 40%. Se constată încă o dată că la temperaturi sub 1 000°C, oțelul de înlocuire posedă o ecruisabilitate mult mai mare decît oțelul 18/8.

Ecruisabilitatea mai scăzută a oțelului de înlocuire, în comparație cu cea a oțelului 18/8, la temperaturi mai mari de 1 000—1 050°C, dovedește o viteză de recristalizare mai mare a oțelului de înlocuire în acest domeniu de temperaturi.

Determinarea momentului de torsiune și a numărului de răsuciri

Prin metoda torsionării la cald s-a măsurat momentul maxim de torsiune și numărul de răsuciri pînă la ruperea probei. Aceste încercări s-au realizat la o mașină de torsiune la cald (fig. 6). Probele s-au executat pe epruvete avînd forma și dimensiunile din figura 7.

Momentul maxim de torsiune este proporțional cu rezistența la deformare, iar numărul de răsuciri pînă la rupere — cu gradul de plasticitate al oțelului respectiv.

Torsiunea la cald s-a executat cu o viteză de deformare corespunzătoare unei turații de 175 rot/min.

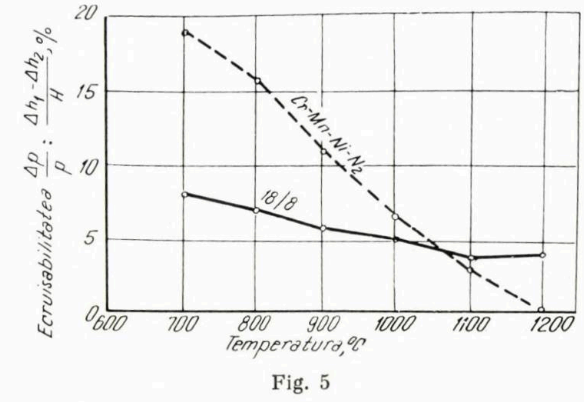


Fig. 5

În figura 8 se reprezintă variația momentului maxim de torsiune la cele două oțeluri, în funcție de temperatură.

Se constată că, în domeniul de temperaturi studiat, momentul maxim de torsiune este mai mare la oțelul de înlocuire, decît la oțelul

18/8. Aceasta confirmă concluzia trasă mai sus pe baza probelor de refulare, că rezistența la deformare a oțelului de înlocuire este mai mare decît cea a oțelului inoxidabil 18/8.

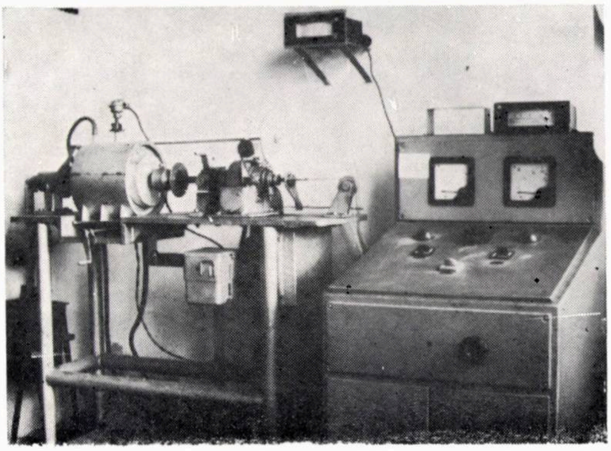


Fig. 6

Diferența mai mică dintre cele două rezistențe la deformare, determinate prin metoda torsionării la cald în comparație cu cele stabilite prin refulare, se explică prin viteza mai mică de deformare, creșterea timpului de recristalizare și deci reducerea susceptibilității mai accentuate la ecruisare a oțelului de înlocuire.

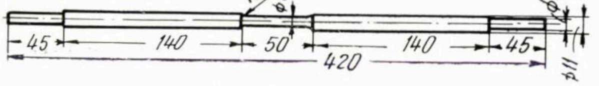


Fig. 7

Variația numărului de răsuciri pînă la rupere pentru cele două oțeluri, în funcție de temperatură, este reprezentată în figura 9.

Se observă că, pînă la 1 000°C, plasticitatea oțelului de înlocuire crește mai repede cu temperatura decît cea a oțelului 18/8. Peste 1 000°C însă, în timp ce plasticitatea oțelului de înlocuire continuă să crească lent, cea a oțelului 18/8 crește brusc, atingînd la 1 200°C dublul numărului de răsuciri al primului. Peste 1 200°C, numărul de răsuciri, și deci și plasticitatea, începe să scadă în ambele cazuri. De aici, rezultă că domeniul optim de deformare plastică a acestor oțeluri este intervalul de temperaturi 1 200—1 000°C, plasticitatea oțelului 18/8 fiind mult mai sensibilă la variații de temperatură decît cea a oțelului de înlocuire.

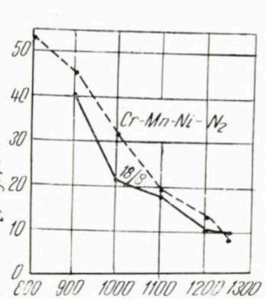


Fig. 8

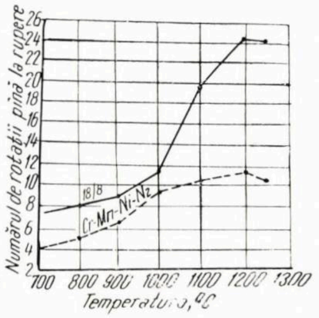


Fig. 9

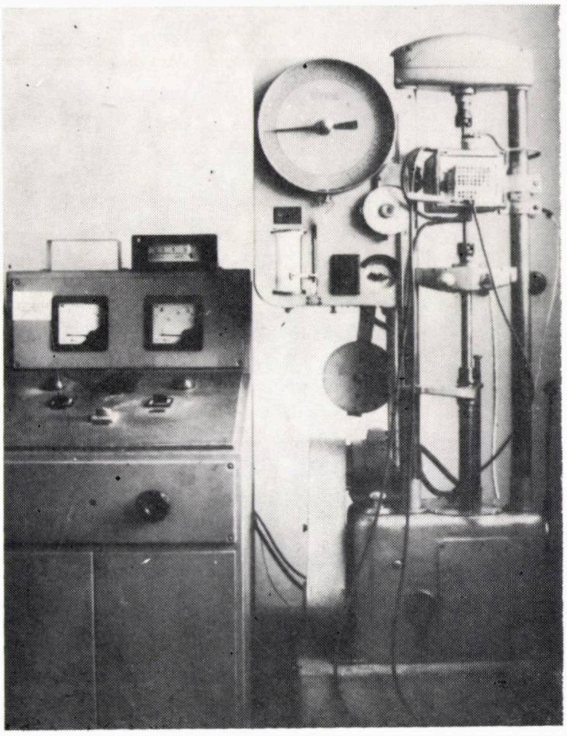


Fig. 10

Determinarea rezistenței, alungirii și gîtuirii la cald

Prin proba de întindere monoaxială s-au determinat, pe de o parte, rezistența maximă convențională, care dă indicații cu privire la rezistența la deformare, iar pe de altă parte, alungirea și gîtuirea care permit tragerea unor concluzii cu privire la plasticitatea oțelului încercat.

Probele de tracțiune la cald s-au executat cu o viteză de întindere de 15 mm/min, la o mașină de tracțiune de 500 kgf, adaptată de ICEM pentru tracțiune la temperaturi ridicate (fig. 10). Forma și dimensiunile epruvetei folosite sînt cele din figura 11. Încercări sub 900°C nu s-au putut executa, deoarece necesitau forțe de tracțiune mai mari de 500 kgf.

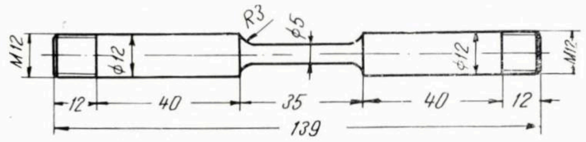


Fig. 11

Aşa cum rezultă din figura 12, între 1 000 şi 1 250°C, rezistenţele maxime convenţionale ale celor două oţeluri sînt apropiate, cea a oţelului de înlocuire fiind în mod constant superioară celei a oţelului 18/8. Se constată că sub 1 000°C rezistenţa oţelului de înlocuire creşte mai repede cu scăderea temperaturii.

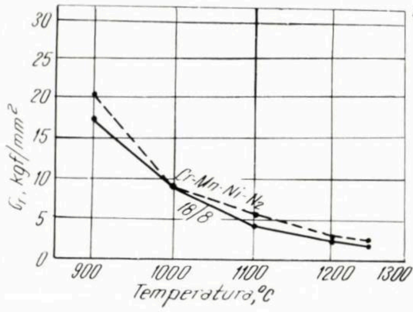


Fig. 12

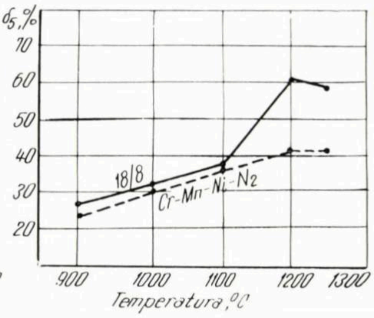


Fig. 13

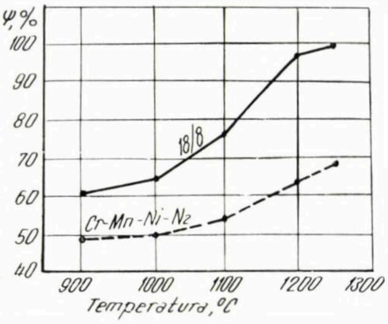


Fig. 14

Valorile mai scăzute ale rezistenţei de rupere, în comparaţie cu cele realizate prin refulare la cald, cît şi diferenţa mică de rezistenţă între cele două oţeluri se explică prin aceea că viteza de deformare în acest caz este mult mai mică decît în cazul refulării prin şoc, iar schema de tensiune este liniară, lipsind şi forţele de frecare exterioară.

Pînă la 1 100°C, alungirea celor două oţeluri este foarte apropiată, cea a oţelului 18/8 fiind totdeauna mai mare, iar peste 1 100°C, alungirea oţelului 18/8 creşte brusc, în timp ce cea a oţelului de înlocuire continuă să crească lent (fig. 13). Peste temperatura de 1 200°C, se observă o tendinţă de scădere a alungirii, fenomen asemănător cu cel pus în evidenţă prin proba de răsucire. Se constată astfel o mare asemănare între variaţia numărului de răsuciri pînă la rupere şi variaţia alungirii, în funcţie de temperatură. Rezultă din nou concluzia că deformarea acestor oţeluri este bine să aibă loc între 1 200 şi 1 000°C, interval corespunzător plasticităţii maxime.

Creşterea gîtuirii o dată cu temperatura este mult mai accentuată la oţelul 18/8 decît la oţelul de înlocuire (fig. 14). În afară de aceasta, în valoare absolută, gîtuirea la oţelul 18/8 este cu 24–45% mai mare decît la oţelul de înlocuire, ceea ce denotă o plasticitate mult mai scăzută a acestuia din urmă. Creşterea importantă a plasticităţii oţelului 18/8 peste 1 000°C, în raport cu oţelul Cr-Mn-Ni-N_2, este mai puţin evidentă decît la proba de torsiune.

Concluzii

Din cercetările făcute rezultă următoarele:

Pentru determinarea ecruisabilităţii oţelurilor, metoda de refulare prin şoc este mai sensibilă;

Pentru determinarea plasticităţii, cea mai indicată pare a fi metoda torsiunii la cald;

Pentru determinarea rezistenţei la deformare prin şoc este indicată metoda refulării, iar pentru viteze mai mici de deformare — metoda torsiunii la cald, care este mai concludentă decît tracţiunea la cald;

Rezistenţa la deformare a oţelului inoxidabil de înlocuire este mai mare decît cea a oţelului 18/8.

Tendinţa de ecruisare a oţelului de înlocuire, la temperaturi sub 1 000 – 1 100°C, este mai mare decît cea a oţelului 18/8, ceea ce dovedeşte o viteză de recristalizare mai mică decît a acestuia.

Intervalul optim pentru prelucrare prin deformarea plastică la cald a oţelurilor inoxidabile 18/8 şi Cr-Mn-Ni-N_2 este 1 200 – 1 000 °C.

Pentru prelucrarea la cald a oţelului de înlocuire sînt necesare instalaţii mai puternice decît pentru oţelul 18/8.

Experimentările efectuate permit precizarea unor date importante în stabilirea procesului tehnologic de forjare şi laminare a oţelurilor studiate şi oferă posibilitatea alegerii utilajelor de prelucrare respective.

CZ 669. 14.018.258 ; 621.774. 372.1 ; 620. 172.251.2

Caracteristicile mecanice la tracţiune la cald ale oţelurilor pentru ţevi

Ing. I. COSTĂCHESCU
Institutul de cercetări metalurgice — Bucureşti

In lucrarea de faţă sînt prezentate rezultatele studiului şi experimentărilor efectuate, în prima etapă, privind caracteristicile de calitate ale unor mărci de oţeluri pentru ţevi.

Instalaţiile care funcţionează la temperaturi mai mari de 300°C necesită ţevi laminate din diverse mărci de oţel, în funcţie de condiţiile diferite de exploatare : oţeluri carbon, oţeluri aliate, bogat aliate (inoxidabile, antiacide, refractare).

În STAS 3478-52, „Ţevi pentru cazane de abur'', se prescriu următoarele mărci de oţel după regimul de lucru al ţevilor :

— oţel carbon : OLT 32 şi OLT 35 — pînă la 350°C ; OLT 45 — pînă la 400°C ;

— oţel aliat : OAT 1 — pînă la 500°C ; OAT 2 — pînă la 550°C ; OAT 3 — pînă la 550°C, ţevi rezistente la oxidare.

În STAS 2881-61, „Oţel pentru ţevi'', în tabela 1 sînt prezentate compoziţiile chimice, iar în tabela 2, caracteristicile mecanice ale mărcilor de oţel care se elaborează în prezent în ţară, exceptînd oţelurile refractare şi antiacide.

Cercetările efectuate au avut drept scop să se studieze şi să se experimenteze, în primă etapă, trei mărci de oţeluri pentru ţevi, care lucrează sub presiune şi la temperaturi ridicate, elaborate în ţară : OLT 35, OLT 45 şi OAT 1, cu compoziţia şi caracteristicile mecanice, la temperatura ambiantă, prescrise de standard.

S-au efectuat încercări mecanice de tracţiune, de scurtă durată, pentru determinarea caracteristicilor de rezistenţă, $\sigma_{0.2}$ şi σ_r, şi de plasticitate , δ_5 şi ψ, la temperaturile de regim ale ţevilor.

Încercările s-au efectuat în aceleaşi condiţii, pentru toate probele de oţel, la minimum cinci temperaturi diferite, cuprinzînd temperaturile de serviciu ale ţevilor.

Încercările s-au efectuat conform prescripţiilor prevăzute de STAS 6638-62, folosindu-se epruvete normale ($d_0 = 10$ mm, $L_0 = 100$ mm, cu gulere pentru fixarea extensometrului), preluate şi confecţionate de Uzina de ţevi „Republica''.

Caracteristica $\sigma_{0,2}$ s-a determinat conform punctului 3.4.1. din STAS 6638-62.

Măsurarea deformaţiilor s-a făcut cu un extensometru Amsler.

S-a folosit maşina universală UHP—20, cu regulator electric, pentru reglarea automată a vitezei de încărcare, un cuptor electric pentru încălzirea epruvetei, cu termoelement plasat pe mijlocul epruvetei şi cu regulator pentru menţinerea constantă a temperaturii de lucru (precizia ± 2°C).

Tabela 1

Marca de oţel	Compoziţia chimică, %						
	C	Mn	Si	Cr	Mo	S max.	P max.
OLT 32	0,06—0,13	0,30—0,50	necalmat	—	—	0,045	0,045
OLT 35	0,09—0,15	0,35—0,60	0,15—0,35	—	—	0,045	0,045
OLT 45	0,16—0,25	0,40—0,70	0,15—0,35	—	—	0,045	0,045
OAT 1	0,08—0,15	0,50—0,80	<0,35	—	0,30—0,50	0,040	0,040
OAT 2	0,12—0,18	0,50—0,80	<0,35	0,60—1,00	0,45—0,65	0,040	0,040
OAT 3	<0,15	0,30—0,60	0,50—1,00	1,00—1,50	0,45—0,65	0,040	0,040

Tabela 2

Marca de oţel	Recomandat să lucreze pînă la t,°C	σ_c, kgf/mm² min.	σ_r, kgf/mm² min.	δ_5, %	ψ, %	Observaţii
OLT 32	350	18	32	28	22	material în stare normalizată
OLT 35	350	23	35	25	20	material în stare normalizată
OLT 45	400	26	45	21	17	material în stare normalizată
OAT 1	500	25	38	20	—	material în stare normalizată
OAT 2	550	30	45	18	—	material în stare recoaptă pentru înmuiere
OAT 3	550	30	45	18	—	material în stare recoaptă pentru înmuiere

În lucrarea de față sînt prezentate rezultatele încercărilor a 175 epruvete din oțel OLT 35, OLT 45 și OAT 1, din șarje diferite, cîte 25 epruvete din fiecare șarjă.

Încercările s-au efectuat pe cîte cinci epruvete la fiecare temperatură.

Valorile medii pentru fiecare marcă de oțel și temperatură sînt trecute în tabela 3.

Din analiza rezultatelor, se observă că oțelul OLT 45 este mai puțin stabil, în domeniul de temperaturi studiat, în comparație cu oțelul OLT 35, scăderea valorilor limitei de curgere, în funcție de temperatură, fiind mai accentuată.

Oțelul OLT 45 prezintă „fragilitatea la albastru" situată aproximativ în același interval de temperaturi, ca și la oțelul OLT 35.

Tabela 3

Rezistență					Plasticitate				
Caracteristicile	Temperatura, °C	Marca de oțel			Caracteristicile	Temperatura, °C	Marca de oțel		
		OLT 35	OLT 45	OAT 1			OLT 35	OLT 45	OAT 1
$\sigma_{0,2}$ kgf/mm²	20	23,3	35,0	31,3	δ_5, %	20	34,1	29,5	36,0
	200	22,2	28,9	30,3		200	21,6	25,2	20,0
	300	20,7	23,0	24,5		300	22,5	24,0	25,0
	400	19,5	19,2	21,0		400	30,5	31,0	28,5
	450	—	15,0	19,0		450	—	31,0	32,0
	500	—	—	17,0		500	—	—	33,0
σ_r, kgf/mm²	20	41,8	48,2	46,0	ψ, %	20	68,4	66,5	68,3
	200	44,2	43,1	55,0		200	64,3	66,2	59,8
	300	46,2	45,0	57,0		300	60,8	64,5	53,0
	400	35,9	43,1	48,0		400	71,9	68,0	65,5
	450	—	36,5	43,0		450	—	70,5	70,1
	500	—	—	37,5		500	—	—	73,0

În diagrama din figura 1, *a* se prezintă variația caracteristicilor mecanice de tracțiune, în funcție de temperatură (20–400°C), ale oțelului OLT 35 (media a patru șarje, cîte cinci epruvete din fiecare șarjă și temperatură).

În diagrama din figura 1, *c* se prezintă variația caracteristicilor mecanice de tracțiune, în funcție de temperatură (20–500°C), ale oțelului OAT 1, media a cîte cinci epruvete de fiecare temperatură.

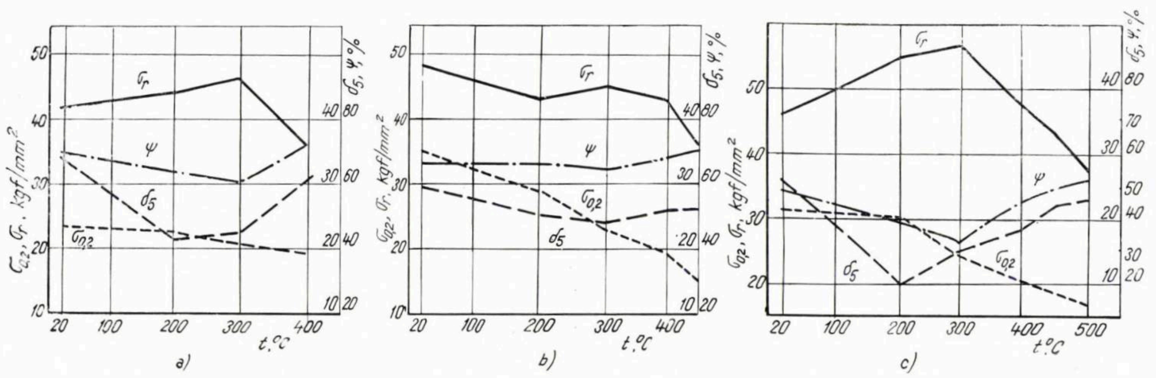


Fig. 1

Din analiza rezultatelor, se observă că oțelul OLT 35 este suficient de stabil în domeniul de temperaturi studiat.

Variația valorilor de rezistență, față de valorile de plasticitate, în funcție de temperatură, indică că oțelul OLT 35 are „fragilitatea la albastru" situată în intervalul de temperatură 200–300°C.

În diagrama din figura 1, *b* se prezintă variația caracteristicilor mecanice de tracțiune, în funcție de temperatură (20–450°C), ale oțelului OLT 45 (media a două șarje, cîte cinci epruvete de fiecare șarjă și temperatură).

Din analiza rezultatelor se observă că oțelul OAT 1 prezintă stabilitate în domeniul de temperaturi studiat.

În comparație cu unele oțeluri similare străine, mărcile de oțel OLT 35, OLT 45 și OAT 1 au proprietăți mecanice comparabile.

Rezultatele parțiale, obținute pînă în prezent, sînt de natură a indica legătura strînsă care există între $\sigma_{0,2}$ și σ_r; urmează ca rezultatele ce se vor obține prin încercările ulterioare (etapa a doua) să confirme alura curbelor din figura 1 sau să indice o corelație mai strînsă între $\sigma_{0.2}$ și σ_r, la temperaturile de încercare studiate.

Domeniul de temperaturi de utilizare ale oțelurilor studiate, prescris în STAS 3478-52, este justificat, întrucît, după cum se observă, în acest domeniu, oțelurile OLT 35, OLT 45 și OAT 1 sînt suficient de stabile din punct de vedere al proprietăților mecanice, de scurtă durată.

BIBLIOGRAFIE

[1] Danilov F. A., Gleiberg A. Z. și Balakin V. G. *Laminarea țevilor*. București, Editura tehnică, 1964.

[2] Lilljekuist G. *Propriétés métalliques des aciers, pour chaudières aux temperatures élevées*. Revue de Métallurgie, nr. 8 bis, 1952.

[3] Oding I. L. *Osnovi procinosti metallov parovih Kotlov, turbin i turbogeneratorov*. Moscova-Leningrad, Mașghiz, 1949.

[4] *Spravocinik po svoistvam stalei, primeniaemih v kotloturbostroenii-Kniga 29*. Moscova, Mașghiz, 1955, p. 19, 20, 23, 25.

[5] STAS 3478-52, STAS 2881-61, STAS 6638-62.

CZ 669.13 ; 532.612

Variația tensiunii superficiale a fontelor în funcție de temperatură*

Dr. ing. C. COSNEANU
Institutul de cercetări metalurgice

Prezentarea metalelor și aliajelor lichide, ca un sistem coloidal cu o infinitate de suprafețe interfazice, neomogen și instabil, a fost dezvoltată mai ales în lucrările [1] — [3].

Caracteristic pentru orice sistem coloidal, după cum se știe, este existența unei suprafețe interfazice dezvoltate, cu un grad mare de dispersie, iar ca urmare a acesteia, o sensibilitate foarte mare față de adaosul unor cantități mici de diferite substanțe. Factorii care nu au nici o influență asupra proprietăților de volum pot însă să influențeze în mod apreciabil proprietățile superficiale, modificînd în acest fel proprietatea întregului sistem. De cele mai multe ori, la nivelul suprafeței interfazice, concentrația substanței dizolvate este diferită de cea a restului soluției, datorită fenomenului de adsorbție, care se explică prin energiile potențiale diferite ale moleculelor solventului și ale substanței dizolvate supuse, la nivelul stratului interfazic, unei atracții selective, în sensul că, atomii, ionii sau moleculele cu cea mai mare energie potențială sînt atrași către suprafețele interfazice.

Valoarea tensiunii superficiale pentru marea majoritate a metalelor lichide depinde liniar de temperatură, micșorîndu-se cu creșterea acesteia.

În acest caz, coeficientul de temperatură al tensiunii superficiale $\frac{d\sigma}{dt}$ are semnul minus, păstrîndu-și însușirea unei constante la temperaturi depărtate de punctul critic, variind însă brusc în apropierea lui. Excepțiile se constată la anumite aliaje și metale în stare lichidă, printre care și fierul cu aliajele sale, la care coeficientul de temperatură al tensiunii superficiale $\frac{d\sigma}{dt}$ are valoare pozitivă în domeniul de temperatură (1 200 — 1 500°C) în care se petrec majoritatea proceselor metalurgice.

În ultimii ani, în literatura de specialitate au apărut lucrări privind variația tensiunii superficiale în funcție de temperatură la aliajele Fe-C [4] — [6], în care s-a stabilit că valoarea pozitivă a coeficientului de temperatură al tensiunii superficiale este urmarea impurității aliajelor cu care s-au efectuat experiențele.

În literatura de specialitate lipsesc însă date sistematice privind variația coeficientului de temperatură al tensiunii superficiale $\frac{d\sigma}{dt}$, la temperaturi mai ridicate de 1 500°C, pentru aliajele Fe-C, de tipul fontei.

În lucrarea de față se prezintă rezultatele experimentale privind variația tensiunii superficiale în funcție de temperatură, în intervalul 1 250 — 1 800°C, pentru fonte sintetice cu carbonul echivalent $C_{echiv} = 3{,}4$; 4,0 și 4,4% (tabela 1 și fig. 1).

Experiențele au fost efectuate la o instalație care măsoară și înregistrează automat variația presiunii maxime în bula de gaz inert formată în metalul lichid. Pe baza rezultatelor obținute privind variația presiunii în bulă, în funcție de temperatură, se calculează tensiunea superficială a lichidului, cu ajutorul ecuației lui Schrödinger [7].

---

* Lucrarea a fost făcută sub conducerea științifică a prof. Vascenko K. I., doctor în științe tehnice, șeful catedrei de turnătorie a Institutului politehnic din Kiev.

Tabela 1

Tipul fontei	Compoziția chimică, %					$C_{echiv.}$ %
	C	Si	Mn	P	S	
I	3,05	0,98	0,11	0,132	0,030	3,41
II	3,65	0,98	0,14	0,128	0,031	4,01
III	3,86	1,56	0,13	0,141	0,028	4,41

Temperatura fontei lichide s-a măsurat cu ajutorul unor termocuple de imersie W-Re, cu o precizie de ± 5°C.

Rezultatele experimentale obținute, privind variația tensiunii superficiale a fontelor albe, pestrițe și cenușii, în funcție de temperatură, sînt prezentate în figura 1.

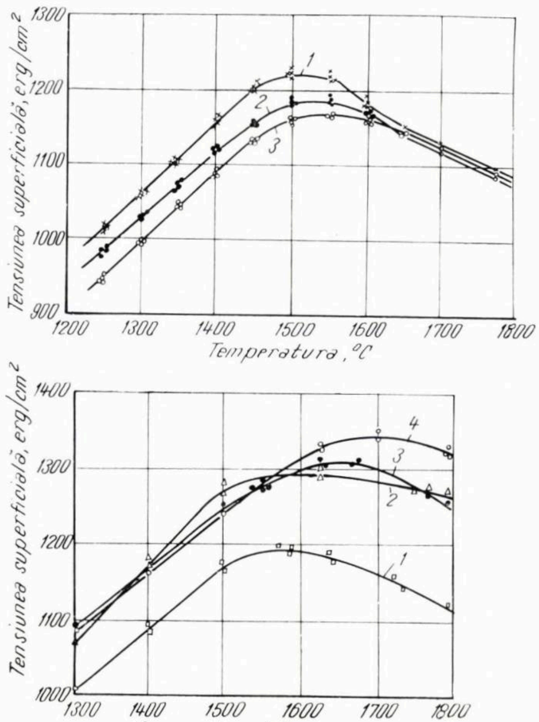


Fig. 1 și 2

Din această diagramă reiese clar că, o dată cu creșterea temperaturii în intervalul 1 250—1 500°C, tensiunea superficială a fontelor lichide se mărește, ceea ce confirmă valoarea pozitivă a coeficientului de temperatură al tensiunii superficiale $\frac{d\sigma}{dt} \simeq + 0{,}80$ erg/cm² °C.

În intervalul de temperatură 1 500—1 600°C, curbele prezintă un maxim, iar coeficientul de temperatură al tensiunii superficiale $\frac{d\sigma}{dt}$ își schimbă semnul.

La temperaturi mai mari de 1 550°C, toate tipurile de fonte studiate au coeficientul de temperatură al tensiunii superficiale negativ $\frac{d\sigma}{dt} \simeq - 0{,}43$ erg/cm² °C, iar curbele de temperatură converg către o singură dreaptă în jurul temperaturii de 1 625°C.

Exactitatea rezultatelor experimentale obținute este confirmată de suprapunerea valorilor variației tensiunii superficiale, cu temperatura, rezultate la încălzirea și răcirea fontelor lichide.

Aliajele fier-carbon lichide reprezintă, din punct de vedere fizico-chimic, soluții ce conțin o mare cantitate de elemente superficial active. Aceste elemente se adsorb pe suprafețele interfazice și determină scăderea tensiunii superficiale a fontelor și oțelurilor.

Deoarece, în cazul fontelor, pe de o parte, suprafața interfazică este cu mult mai dezvoltată decît la oțel, datorită existenței grafitului, iar pe de altă parte, grafitul are o mare capacitate de adsorbție a elementelor superficial active, se poate spune că, în general, fenomenele de adsorbție-desorbție se petrec cu o mai mare intensitate la fonte decît la oțeluri.

Cu creșterea temperaturii are loc o micșorare continuă a gradului de adsorbție a elementelor din compoziția fontei și o egalizare a concentrației între volumele din interiorul soluției lichide și straturile exterioare interfazice, ceea ce provoacă o creștere a tensiunii superficiale.

Cu alte cuvinte, maximul curbelor din figura 1 se datorește fenomenelor de desorbție a elementelor superficiale active în acest interval de temperatură, ceea ce determină, în aceste condiții, creșterea tensiunii superficiale.

La supraîncălziri apreciabile, cînd are loc desorbția aproape totală a elementelor superficial active și o micșorarea substanțială a suprafețelor interfazice ca rezultat al dizolvării grafitului și incluziunilor existente, începe să prevaleze efectul scăderii tensiunii superficiale a soluției lichide omogene datorită creșterii temperaturii, iar în acest caz coeficientul de temperatură al tensiunii superficiale $\frac{d\sigma}{dt}$ are valoare negativă.

În acest fel datele experimentale prezentate dovedesc că, tensiunea superficială a aliajelor fier-carbon de tipul fontelor se micșorează la temperaturi mai ridicate de 1 600°C, adică coeficientul de temperatură al tensiunii superficiale are valoare negativă și nu depinde de compoziția chimică a fontelor.

La alierea fontelor cu elemente carburigene (Cr, Mo, V) are loc deplasarea maximului de pe curbele tensiunii superficiale (fig. 2: *1* — fontă nealiată; *2* — fontă aliată cu 1,2% Cr; *3* — fontă aliată cu 1,02% Mo; *4* — fontă aliată cu 0,8% V) spre valori mai ridicate ale temperaturii și tensiunii superficiale.

Deplasarea maximelor de pe curbele tensiunii superficiale a fontelor se explică prin aceea că, adaosul de elemente carburigene determină apariţia unor legături mai puternice între atomii de fier şi cei de carbon, slăbind în acelaşi timp legăturile dintre atomii de carbon, urmată de trecerea acestora în soluţie cu carburile.

În acest caz, gradul de impurificare a soluţiei se micşorează şi în consecinţă tensiunea superficială a fontelor aliate cu elemente carburigene se măreşte. Coeficientul de temperatură al tensiunii superficiale $d\sigma/dt$, într-un interval de temperatură dat, va depinde în primul rînd de viteza procesului de descompunere şi dizolvare a fazelor cu conţinut mare în carbon. Numai la temperaturi destul de înalte, cînd sînt asigurate condiţiile energetice de dizolvare a carburilor formate, fonta lichidă devine o soluţie mai omogenă, cu o valoare negativă a coeficientului de temperatură al tensiunii superficiale.

Rezultatele experimentale prezentate sînt confirmate de datele lucrării [8] privind variaţia densităţii fontelor lichide cu temperatura.

În acest fel, pe baza datelor experimentale prezentate se poate afirma că, proprietăţile fontelor lichide la temperaturi ridicate mai mari de 1 550°C sînt identice cu proprietăţile celorlalte metale lichide, iar valorile pozitive ale coeficientului de temperatură al tensiunii superficiale $d\sigma/dt$ a fontelor, în intervalul de temperatură 1 200 — 1 550°C, obţinute pînă în prezent de toţi cercetătorii, şi considerate ca o anomalie a aliajelor fier-carbon, se datoresc impurităţii aliajelor cu care s-au efectuat experienţele.

BIBLIOGRAFIE

[1] Rebinder P. A. *Isledovanie v oblasti poverhnostnîh iavlenii.* Leningrad, ONTI, 1936.

[2] Semencenco V. K. *Modifiţirovanie ciuguna*, vol. I, Leningrad, Ed. Fiz. Mat. 1942, p.22.

[3] Samarin A. M. *Trudî instituta metallurghii im. A. A. Baicova*, vîp. 10, 1962, p. 108.

[4] Allen B. C. şi Kingery W. D. *Trans. Metallurg. Soc. AIME*, vol 30, febr. 1959, p. 215.

[5] Van Ţin-Tan, Karasev R. A. şi Samarin A. M. Izvestia AN SSSR. OTN. N. Metallurghia i toplivo, nr. 1, 1960, p. 82.

[6] Eriomenco V. N., Ivaşcenco Iu. N. şi Bogatîrenco B. B. *Poverhnostnîe svoistva metallov i splavov i ih rol v proţessah poroscovoi metallurghii*, Kiev, ANUSSP, 1961.

[7] Schrödinger E. *Annalen der Physik*, B46, S. 413, 1915.

[8] Vertman A. A., Ivanov D. P., Samarin, A. M. şi Filipov E. S. Liteinoe Proizvodstvo nr. 10, 1964, p. 38.

CZ 669. 131.6 ;669.6

Efectul staniului asupra proprietăţilor unor fonte cenuşii cu grafit lamelar cu grade de eutecticitate diferite*

Ing. D. M. ŞTEFĂNESCU

Una din problemele dificile care trebuie rezolvată la turnarea din fontă cenuşie cu structură perlitică, a pieselor mari şi cu grosimi de pereţi diferite, este obţinerea unei structuri uniforme perlitice în toate secţiunile. Condiţiile diferite de solidificare pot duce la obţinerea în pereţii subţiri a unei structuri pestriţe, în timp ce în pereţii groşi se obţine o structură perlitică, sau la o structură perlitică în pereţii subţiri şi perlito-feritică în pereţii groşi. Nici una din cele două alternative nu poate fi acceptată în practica turnării unor piese cu condiţii speciale, cum sînt : batiurile de maşini-unelte, traversele etc.

Literatura de specialitate arată că prezenţa unor cantităţi foarte reduse de staniu în fonte duce la obţinerea de structuri pur perlitice, atunci cînd condiţiile de răcire şi, bineînţeles, compoziţia chimică ar impune apariţia unor cantităţi însemnate de ferită liberă [1]. Aceasta, fără ca adaosul de staniu să provoace efecte negative.

În lucrarea de faţă s-a urmărit verificarea influenţei staniului asupra proprietăţilor fizico-mecanice ale unor fonte cu grade de eutecticitate diferite, precum şi asupra tensiunilor interne şi a coeficientului de dilatare liniară. În mai mică măsură s-a urmărit şi explicarea mecanismului influenţei staniului asupra structurii fontelor.

După cum arată G. N. Gilbert în lucrarea [2] efectul staniului în fonte este cu atît mai puternic, cu cît conținutul de fosfor al acestora este mai redus. De aceea s-a elaborat, într-un cuptor electric, o șarjă specială, cu următoarea compoziție : 3,38 % C ; 1,03 % Si ; 0,38 % Mn ; 0,011 % S și 0,08 % P, care a servit ca fontă de bază.

---

* Lucrarea reprezintă o parte din proiectul de diplomă executat sub conducerea dr. ing. L. Sofroni.

Metoda de cercetare

Pentru a urmări variația proprietăților fontelor cu staniu, în funcție de gradul de eutecticitate, s-au elaborat într-un cuptor cu creuzet de 500 kg trei șarje diferite, după cum urmează :

— șarja 1 : s-au topit în cuptorul cu creuzet 275 kg din fonta de bază cu compoziția de mai sus. După topire s-au adăugat 150 kg fontă nouă cenușie, pentru a se obține în final o fontă cu un grad de eutecticitate mai ridicat ;

— șarja 2 : s-au topit în cuptorul cu creuzet 250 kg fontă de bază precum și 1 kg FeSi 75. Pentru ridicarea gradului de eutecticitate după topire s-au mai adăugat 180 kg fontă nouă cenușie și încă 2 kg FeSi 75 ;

— șarja 3 : s-au topit în cuptorul cu creuzet 280 kg fontă de bază precum și 20 kg oțel vechi pentru scăderea gradului de eutecticitate.

Introducerea staniului în fonte s-a făcut prin depunerea acestuia sub formă de bucăți pe fundul oalelor de turnare, înainte de descărcarea șarjei din cuptor.

Din fiecare oală s-au turnat epruvete cu diametrele de 15 ; 30 ; 50 și 100 mm precum și cîte o rețea de contracție formată din bare groase și bare subțiri.

Temperatura de turnare s-a verificat cu un aparat pirolux și a fost în toate cazurile de circa 1 360°C.

Compozițiile fontelor, precum și gradul lor de eutecticitate, sînt date în tabela 1.

Rezultate obținute

Influența staniului asupra microstructurii. Din studierea microstructurilor probelor turnate s-a ajuns la concluzia că adăugarea staniului în fonte duce la creșterea cantității de perlită, efectul fiind practic același pentru diferitele grade de eutecticitate (de saturație). Astfel, în cazul fontei cu $S_c = 0,94$, la proba cu diametrul de 50 mm fără staniu în structură, s-a constatat prezența unei cantități însemnate de ferită liberă (fig. 1, *a*). În cazul prezenței a 0,04 % Sn în fontă se remarcă dispariția completă a feritei, structura devenind complet perlitică (fig. 1, *b*). Adaosuri mai mari de staniu nu au dus la apariția cementitei libere. Astfel, la 0,18 % Sn structura a rămas perlitică, remarcîndu-se o oarecare mărire a gradului de dispersie al perlitei (fig. 1, *c*).

Tabela 1

Șarja	Nr. probei	Compoziția chimică, %						Gradul de eutecticitate, S_c
		C	Si	Mn	P	S	Sn	
1	1.1	3,40	1,87	0,45	0,108	0,07	—	0,94
	1.2	3,40	1,87	0,45	0,108	0,07	0,04	
	1.3	3,40	1,87	0,45	0,108	0,07	0,09	
	1.4	3,40	1,87	0,45	0,108	0,07	0,18	
2	2.1	3,45	2,10	0,47	0,106	0,02	—	0,97
	2.2	3,45	2,10	0,47	0,106	0,02	0,04	
	2.3	3,45	2,10	0,47	0,106	0,02	0,09	
	2.4	3,45	2,10	0,47	0,106	0,02	0,18	
3	3.1	3,07	1,49	0,42	0,102	0,015	—	0,85
	3.2	3,07	1,49	0,42	0,102	0,015	0,04	
	3.3	3,07	1,49	0,42	0,102	0,015	0,09	
	3.4	3,07	1,49	0,42	0,102	0,015	0,27	

Același efect l-a avut staniul la epruvetele cu diametrul de 50 mm, din fonta cu $S_c = 0,97$. În cazul epruvetelor cu diametrul de 15 mm (la $S_c = 0,94$), după cum se poate vedea din figurile 2, *a* și 2, *b*, adaosul a 0,04 % Sn a fost suficient pentru eliminarea grafitului interdendritic. Nici în acest caz, la un adaos de 0,2 % Sn, nu a apărut cementită liberă.

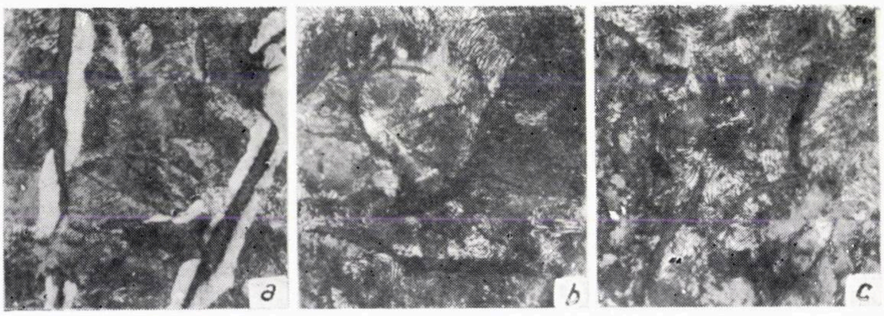


Fig. 1

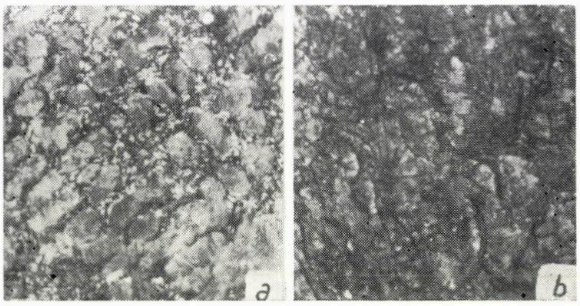


Fig. 2

Deosebit de interesantă a fost influența staniului în cazul epruvetelor de 15 mm turnate din fonta cu $S_c = 0,85$. În cazul cînd fonta nu a avut în compoziție staniu, în structură s-a constatat prezența unei cantități însemnate de cementită liberă (fig. 3, *a*). La 0,04% Sn cantitatea de cementită liberă prezentă în structură a fost mult mai mică (fig. 3, *b*) pentru ca la 0,09% Sn să dispară complet (fig. 3, *c*). Aceasta înseamnă că în situaţia arătată, staniul a avut un efect grafitizant.

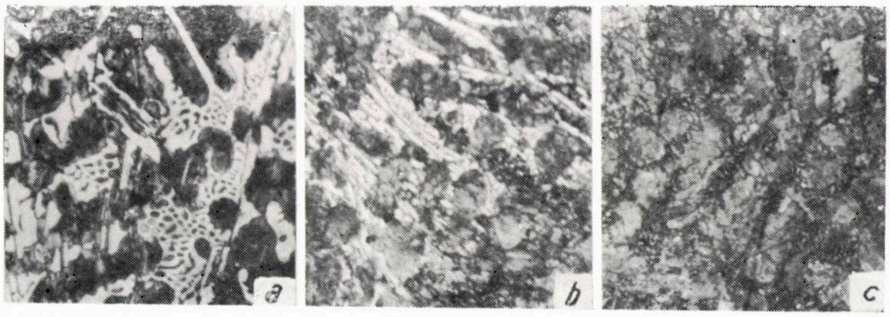


Fig. 3

În ceea ce priveşte influenţa asupra grafitului, aceasta este mult mai puţin însemnată. Staniul nu influenţează forma şi repartiţia separărilor de grafit, dar provoacă o oarecare diminuare a grosimii lamelelor de grafit.

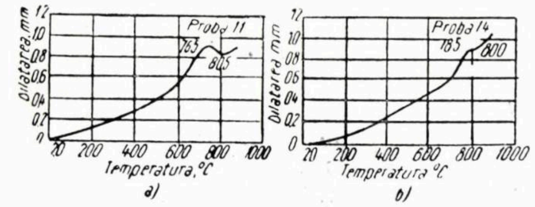


Fig. 4

Pentru a se putea pune în evidenţă efectul staniului asupra stabilităţii perlitei la temperaturi ridicate s-au efectuat analizele dilatometrice pentru probele 1.1 şi 1.4, din fonta cu $S_c = 0,94$ (fig. 4) şi pentru probele 2.1; 2.2; 2.3; 2.4, din fonta cu $S_c = 0,97$ (fig. 5).

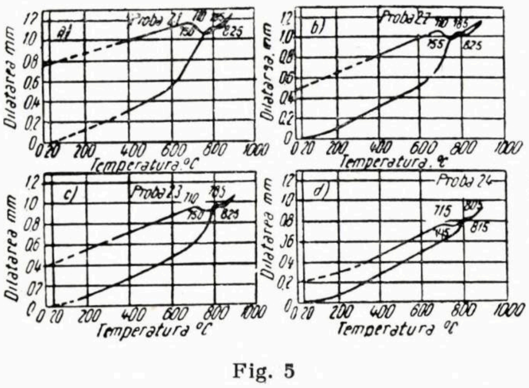


Fig. 5

Se observă că, în timp ce la proba 1.1 (fără Sn) inflexiunea curbei, adică perioada de grafitizare intensă şi deci de descompunere intensă a perlitei, începe la circa 600°C, la proba 1.4 (cu 0,2% Sn); descompunerea perlitei începe la circa 725°C. Acelaşi fenomen se poate urmări şi pe diagramele dilatometrice din figura 5. Aceasta înseamnă că staniul are un efect de stabilizare a perlitei la temperaturi ridicate.

Ca urmare a stabilizării perlitei, creşterea fontelor cu staniu trebuie să fie mai mică decît a celor fără staniu. Acest lucru apare în mod evident în diagrama din figura 6, care s-a trasat pe baza histerezisurilor curbelor de dilatare din figurile 5, *a*; 5, *b*; 5, *c* şi 5, *d*. Se observă că, la fonta fără staniu (proba 21) încălzită la 900°C şi răcită cu cuptorul, creşterea a fost de 0,75 mm, în timp ce la fonta cu 0,18% Sn (proba 24), creşterea a fost de numai 0,2 mm.

Influenţa staniului asupra macrostructurii. G. N. Gilbert arată [2] că tendinţa staniului de a elimina grafitul interdendritic duce la ideea că acesta reduce dimensiunile celulelor eutectice. El a constatat acest efect la o serie de fonte cu fosfor ridicat, dar nu şi la fonte cu fosfor scăzut.

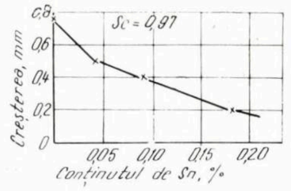


Fig. 6

Nici în cazul lucrării de faţă, în care s-au folosit fonte cu fosfor scăzut, nu s-a constatat un efect clar al staniului asupra numărului celulelor eutectice, deşi a fost pusă în evidenţă tendinţa de a elimina grafitul interdendritic.

Influenţa staniului asupra proprietăţilor mecanice. Ca urmare directă a faptului că staniul măreşte cantitatea de perlită din fonte, apare efectul pozitiv al acestuia asupra proprietăţilor mecanice.

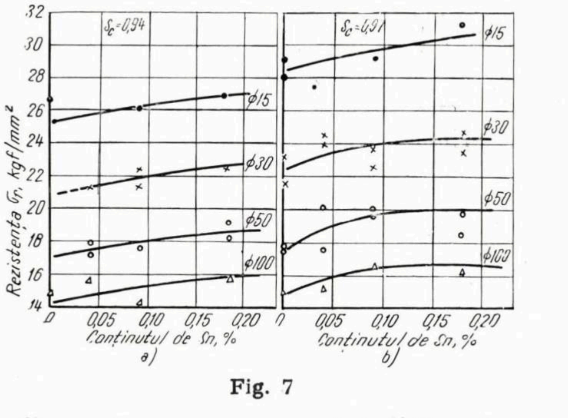
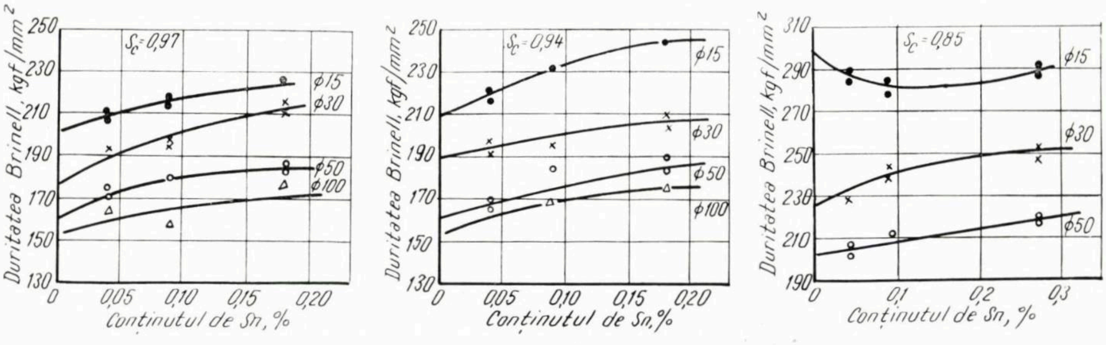


Fig. 7

În figura 7, *a* s-a reprezentat influenţa staniului asupra rezistenţei de rupere la tracţiune, la fontă cu gradul de eutecticitate $S_c = 0,94$. Se observă o creştere a rezistenţei cu circa 2 kgf/mm², la un adaos de 0,18%, şi o îmbunătăţire a proprietăţilor mecanice ale fontei şi după îndepărtarea completă a feritei libere, care pentru epruvetele cu diametrele de 50 şi 100 mm s-a produs la 0,04% Sn (epruvetele cu diametrele de 15 şi 30 mm nu au avut ferită liberă în structură).



a b c

Fig. 8

În figura 7, *b*, care prezintă influenţa staniului asupra rezistenţei σ_r, a unei fonte cu S_c = 0,97, se observă o creştere accentuată a rezistenţei la primul adaos de staniu care la epruvetele cu diametrele de 50 şi 100 mm a dus la îndepărtarea feritei libere, şi o creştere mult mai redusă la adaosurile ulterioare, ceea ce demonstrează clar că îmbunătăţirea rezistenţei la rupere a fontelor de către staniu se realizează pe baza îndepărtării feritei libere (deci a structurii produse) şi în mult mai mică măsură datorită alierii soluţiei solide şi deci durificării acesteia.

La concluzii identice duce şi analizarea curbelor de duritate prezentate, pentru fontele cu S_c = 0,94 şi S_c = 0,97 în figura 8, *a* şi *b*. La fonta cu S_c = 0,97, se observă că 0,04 %Sn a provocat o creştere a durităţii cu circa 15 HB, iar 0,18% Sn a dus la o creştere de circa 30 HB.

Din analiza diagramelor prezentate în figurile 7 şi 8 rezultă că proprietăţile mecanice ale fontei cu S_c = 0,97 sînt superioare celor pe care le posedă fonta cu S_c = 0,94. Acest lucru nu este normal, dar poate fi explicat printr-o eventuală supraîncălzire diferită a celor două fonte, acest factor neputînd fi controlat în condiţiile în care s-au făcut experimentările.

O influenţă similară asupra durităţii se constată şi în cazul fontei cu S_c = 0,85, la epruvetele cu diametrele de 30 şi 50 mm (fig. 8, *c*). La epruvetele cu diametrul de 15 mm, în cazul în care fonta nu conţinea staniu, structura era pestriţă cu multă cementită liberă (fig. 3, *a*), ceea ce explică duritatea de aproape 300 HB. La 0,04% Sn cantitatea de cementită liberă prezentă în structură a fost simţitor micşorată (fig. 3, *b*) şi, ca urmare, duritatea a scăzut pînă la 285—290 HB. La 0,09% Sn, cementita liberă a fost complet eliminată, structura devenind perlitică (fig. 3, *a*) ceea ce a dus la scăderea durităţii pînă la 280 HB. La 0,27% Sn, duritatea a crescut din nou, pînă aproape de 290 HB, datorită unui grad mai mare de dispersie a perlitei.

Influenţa staniului asupra coeficientului de dilatare liniară. Pentru studierea variaţiei coeficientului de dilatare liniară a fontelor, în funcţie de adaosul de Sn, s-au folosit diagramele dilatometrice. Calculul s-a făcut cu formula :

$$\alpha_{t_1}^{t_2} = \frac{l_2 - l_1}{l_1} \cdot \frac{1}{t_2 - t_1},$$

unde l_1 este lungimea iniţială ;
l_2 — lungimea finală ;
t_1 — temperatura iniţială ;
t_2 — temperatura finală.

Rezultatele obţinute au fost prezentate în figura 9, *a* pentru fonta cu S_c = 0,94 şi în figura 9, *b*, pentru fonta cu S_c = 0,97. În ambele cazuri se observă o scădere accentuată a coeficientului de dilatare liniară cu creşterea cantităţii de staniu din fontă.

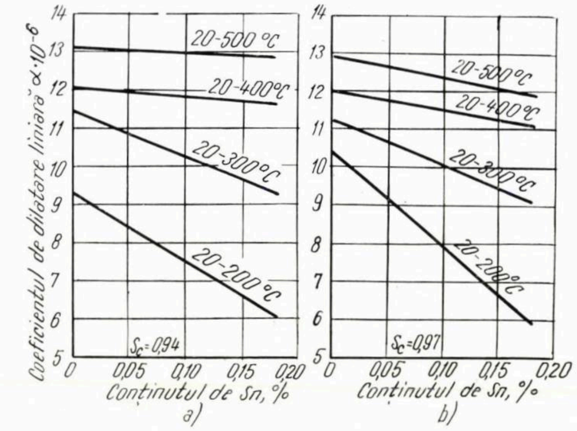


Fig. 9

Se ştie că cementita are un coeficient de dilatare liniar α_1 mai scăzut decît grafitul. Aşadar, prin micşorarea gradului de grafitizare al fontei, coeficientul de dilatare scade, iar fontei feritice îi corespunde o valoare α mai mare decît celei perlitice. Aceasta explică, deci, scăderea coeficientului de dilatare liniară la fonte cu conținuturi crescînde de staniu.

Influența staniului asupra tensiunilor interne. Din experiențele efectuate s-a constatat că, cu toate că staniul în fonte este un puternic perlitizant, el are o influență pozitivă asupra tensiunilor interne.

S-au turnat rețele de contracție formate dintr-o bară groasă și două bare subțiri pentru fontele cu $S_c = 0,94$ și $S_c = 0,97$. Diametrul barei groase a fost de 45 mm, iar cel al barei subțiri, de 20 mm. În ambele cazuri, tensiunile interne calculate pentru bara groasă au scăzut pe măsură ce a crescut cantitatea de staniu adăugată în fontă (fig. 10).

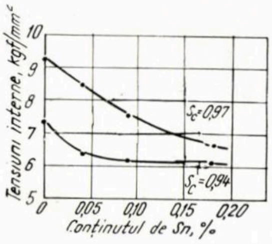


Fig. 10

Se știe că tensiunile ce apar într-o bară sînt direct proporționale cu coeficientul de dilatare liniară în perioada postperlitică și cu modulul de elasticitate. S-a arătat că coeficientul de dilatare liniară a fontelor scade la adăugarea staniului. Aceasta poate fi o primă explicație a scăderii tensiunilor interne.

Pe de altă parte, calculîndu-se modulul de elasticitate s-a constatat că valoarea acestuia scade cu adaosul de staniu. Calculul modulului de elasticitate s-a făcut folosind formula $\sigma_r = 825 \cdot 10^{-12} E^2 \cdot HB$, prezentată de R. Namur în [3], în care:

σ_r este rezistența de rupere la tracțiune a fontei;
$825 \cdot 10^{-12}$ — o constantă a fierului;
E — modulul de elasticitate al fontei;
HB — duritatea Brinell a fontei.

Calculul tensiunilor din bara groasă s-a făcut cu formula [4]:

$$\sigma = \delta \cdot \frac{E}{l} \cdot \frac{1}{1 + \frac{S_2}{S_1}}, \text{ kgf/mm}^2,$$

unde:

δ este mărimea intervalului de pe bara groasă înainte și după tăiere, mm;
E — modulul de elasticitate, kgf/mm²;
l — lungimea barei, mm;
S_1 — aria secțiunii barei subțiri, mm²;
S_2 — aria secțiunii barei groase, mm².

Rezultatele calculate s-au trecut în tabela 2 și au fost sintetizate prin intermediul diagramei din figura 10.

Tabela 2

Șarja	Nr. probei	δ, mm	E, kgf/mm²	S_2, mm²	S_1, mm²	l, mm	σ, kgf/mm²
1	1.1	0,8	11.350	1 660	314	337	7,35
	1.2	0,7	11.220	1 660	314	337	6,35
	1.3	0,7	11.120	1 660	314	337	6,29
	1.4	0 7	10.900	1 660	314	337	6,17
2	2.1	1	11.500	1 660	314	337	9,31
	2.2	0,9	11.500	1 660	314	336,7	8,59
	2.3	0,8	11.500	1 660	314	337,5	7,43
	2.4	0,7	11.420	1 660	314	337,5	6,46

Concluzii

— Adaosul de staniu în fonte mărește proporția de perlită. Practic efectul este aproximativ același pentru diferite grade de saturație.

— După obținerea structurii perlitice, adaosuri mai mari de staniu au influență redusă, fără pericol de apariție a cementitei.

— În cazul unui grad de eutecticitate (saturație) scăzut și a unui diametru redus al epruvetei, cînd s-a obținut o fontă pestriță, se constată un efect grafitizant al staniului, fiind apreciat ca de 3 ori mai mic decît efectul siliciului.

— Staniul finisează perlita.

— Staniul diminuează grosimea lamelelor de grafit și elimină grafitul interdendritic.

— Staniul mărește stabilitatea perlitei la încălzire, fenomen care se manifestă prin deplasarea spre dreapta a grafitizării pe diagramele dilatometrice.

— Datorită stabilizării perlitei la temperaturi ridicate, rezistența la creștere a fontelor se mărește cu adaosul de staniu, ceea ce este indicat de micșorarea valorii histerezisului pe diagramele dilatometrice.

— Adaosul de staniu duce la creșterea caracteristicilor σ_r și HB.

— Staniul micșorează coeficientul de dilatare.

— Valoarea tensiunilor interne scade o dată cu creșterea conținutului de staniu.

— Fontele tratate cu staniu sînt indicate pentru turnarea pieselor din fontă, cu grosimi de perete diferite și care trebuie să aibă structura compusă din grafit, pe o masă metalică de bază perlitică.

— Ca primă aplicație, perspective interesante prezintă turnarea pieselor de mașini-unelte mari, solicitate la uzură prin frecare, ca: batiuri, traverse, paturi etc.

BIBLIOGRAFIE

[1] Long J. B. și Robbins D. A. *Control of structure and properties of cast iron by the addition of tin.* Moderne Castings, vol. 43, nr. 6, 1963, p. 275.
[2] Gilbert G. N. *Effect of Tin on the structure and properties of gray cost irons containing up to 0,6 percent Phosphorus.* B.C.I.R.A., mai 1964, p. 298.
[3] Namur R. *Le comportement mécanique des fontes grises.* La Fonderie Belge, nr. 2, 1961, p. 33.
[4] Vașcenko K. I. și Sofroni L. *Fonta cu grafit nodular.* București, Editura tehnică, 1957.
[5] Roll F. *Handbuch der Giessereitechnick,* vol. I, partea 2, 1960.

CZ 621.746.464.51

Variația presiunii în maselotele închise

Dr. ing. FR. HAVLICEK și ing. P. JELINEK
Școala superioară de mine – Ostrava

Îndelungata experiență în utilizarea maselotelor închise dovedește că acestea sînt, din punct de vedere al funcționării, foarte sensibile.

La cele mai mici nerespectări ale procesului tehnologic pot apărea dificultăți serioase în ceea ce privește alimentarea piesei cu metal din maselotă. Maselotele închise cu presiune ridicată au fost evitate în ultimul timp, datorită funcționării defectuoase și a greutăților în aplicarea lor.

De asemenea, pînă în prezent nu au fost rezolvate problema permeabilității miezului și a presiunii gazelor în maselota închisă cu presiune atmosferică. Astfel, în unele cazuri se recomandă permeabilitatea ridicată a miezului pentru a realiza o presiune ridicată în maselotă, iar în alte cazuri se recomandă, în plus, și presiune de gaze, care să ridice presiunea în maselotă peste 1 at.

În lucrarea de față se studiază funcțiile și comportarea maselotelor închise cu presiune atmosferică, prin măsurarea directă a presiunii în maselotă, în funcție de modificările aduse în compoziția amestecului din care e confecționat miezul, a permeabilității acestuia și se expune o nouă metodă de rezolvare a utilizării maselotelor închise cu presiune ridicată.

Evoluția gazelor în timpul solidificării în maselotele atmosferice închise

Problemei acțiunii maselotelor atmosferice închise i s-a acordat, în literatura de specialitate, o deosebită importanță. Concluziile asupra funcționării și acțiunii lor sînt diferite.

După I. Wiliams, miezul cu permeabilitate ridicată permite ca la suprafața metalului să acționeze presiunea de 1 at, care împreună cu presiunea statică îmbunătățește posibilitățile de alimentare a piesei cu metal din maselotă. La aceeași concluzie a ajuns și prof. I. Přibyl în lucrarea sa [3]. Încercările lui I. A. Nehendzi și Obolențev [1] au dovedit că maselotele atmosferice închise funcționează corect numai atunci cînd miezul permite producerea unei cantități de gaze suficient de mari, pe lîngă faptul că asigură legătura cu presiunea atmosferică (de 1 at); în acest caz, metalul din maselotă va fi puternic împins în spațiile interdendritice. În caz contrar, maselota atmosferică închisă poate să se alimenteze cu metal din piesă. Au fost exprimate și alte păreri, și anume, că presiunea atmosferică în maselotă, realizată prin intermediul miezului, este neglijabilă, deoarece gazele care se degajă din metal pot depăși această presiune, în felul acesta împiedicînd acțiunea presiunii atmosferice.

În cadrul încercărilor s-a utilizat o maselotă închisă cu diametrul de 150 și înălțimea de 180 mm, plasată pe o roată cu diametrul de 300 mm și grosimea peretelui de 120 mm (fig. 1). În acest caz, s-a urmărit în primul rînd raportul presiunii în maselotă, fără a urmări coeficientul de utilizare a metalului lichid sau calitatea piesei turnate. Alimentatorii au fost plasați în planul de separație al piesei.

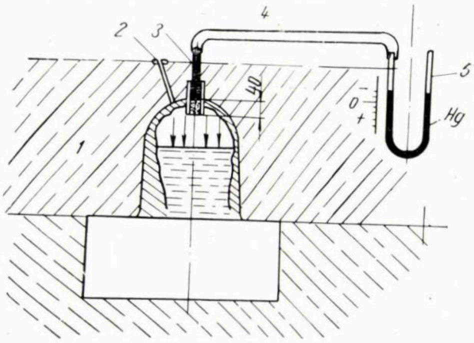


Fig. 1

Variația presiunii s-a măsurat cu ajutorul unui manometru U cu mercur (fig. 1: *1* — formă; *2* — canal de ventilație; *3* — miez cu conductă metalică; *4* — furtun de cauciuc; *5* — manometru U).

Legătura dintre maselotă și atmosferă a fost realizată cu ajutorul unui miez, confecționat din amestec de miez, avînd ca liant ulei K-I-16. Miezul s-a uscat la temperatura de 200°C. Permeabilitatea miezului a fost de 190—210 u.d.p., iar rezistența la compresiune, de 7 kgf/cm^2.

Pentru a măsura presiunea gazelor în partea superioară a maselotei, în miez a fost introdus un tub ceramic, pînă la 5 mm de la suprafața de contact a miezului cu metalul. În partea opusă tubului ceramic, care iese la suprafața superioară a formei, s-a fixat un furtun de cauciuc care face legătura cu manometrul. O secțiune prin miezul pregătit pentru montarea în formă este arătată în figura 2 (*a* — miez pentru măsurarea presiunii atmosferice: *1* — tub ceramic; *2* — amestec de miez; *b* — miez pentru măsurarea depresiunii: *1* — înveliș metalic; *2* — șamotă; *3* — tub ceramic).

Piesele au fost turnate din oțel 422650. În figura 3 se reprezintă evoluția presiunii gazelor în maselotă, în funcţie de timp, atît maselota cît şi piesa fiind turnate în amestec sintetic cu bentonită; timpul de turnare a fost de 17 s.

Din diagramă rezultă că, în prima perioadă a turnării şi imediat după umplerea formei, în maselotă apar două maxime ale presiunii (*I* şi *II* din figura 3). Primul maxim (de creştere şi scădere a presiunii) apare în timpul umplerii formei, pe cînd cel de-al doilea maxim, după umplerea formei şi formarea unei cruste de metal solidificat la suprafaţa piesei. Valoarea presiunii este aproximativ aceeaşi; atît în primul caz, cît şi în cel de-al doilea, a fost cuprinsă între 70 şi 90 mm col. Hg (circa 1,1 at).

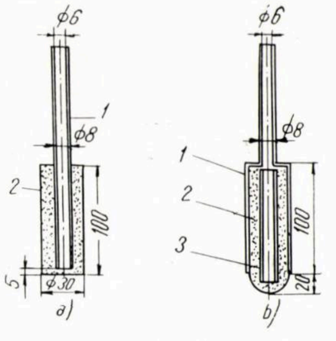


Fig. 2

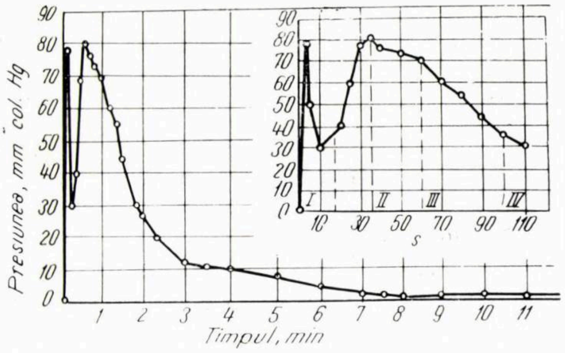


Fig. 3

Primul maxim este foarte ascuţit, ceea ce arată că presiunea creşte şi scade brusc. Acest lucru se întîmplă în perioada umplerii formei, explicaţia fiind următoarea:

Tabela 1

Timpul	Presiunea mm col. Hg	Timpul	Presiunea h,mm col. Hg	Timpul	Presiunea h,mm col. Hg	Timpul	Presiunea h,mm col. Hg
0	± 0	1,40	+34	4,00	+10	9,00	+01,0
5″	+80	1,50	30	4,15	10/08	9,30	01,0
10″	30	2,00	26	4,30	08	10,00	01,0
20″	40	2,10	22	4,45	08	10,30	01,0
30″	80	2,20	20	5,00	08/06	11,00	01,0
35″	84	2,30	18	5,30	06	10,00	02
40″	76	2,40	16	6,00	04	15,00	02
50″	74	2,50	14	6.30	02	18,00	02
1,00″	70	3,00	12	7,00	01,5	19,15	02
1,10′	60	3,15	12	7,30	01,0	21,00	01,5
1,20′	54	3,30	12	8,00	01,0	22,00	01,6
1,30′	44	3,45	10	8,30	01,0	24,00	01,6

Scăderea continuă a volumului liber al formei, datorită umplerii cu metal, viteza de turnare mare, precum şi posibilităţile reduse de evacuare a gazelor duc la creşterea presiunii în maselotă. De aceea, aerisirea maselotei trebuie avută în vedere nu numai pentru evacuarea aerului din cavitatea formei, ci şi datorită creşterii volumului gazelor, cauzată de supraîncălzirea lor de către baia metalică. De asemenea, în timpul umplerii formei are loc o degajare de gaze şi vapori, datorită contactului dintre metal şi formă. În ultimă instanţă, trebuie luate în considerare şi gazele care se degajă din metal în timpul solidificării. Aceştia sînt factorii care duc la creşterea presiunii în maselotă. Pentru evacuarea gazelor şi aerului, respectiv pentru reglarea presiunii în maselotă în timpul turnării (perioada primului maxim), un rol hotărîtor îl are permeabilitatea formei, a miezului de legătură, precum şi canalele de aerisire, care sînt cele mai eficace.

În figura 4 se reprezintă cazul cînd, printr-o aerisire perfectă a maselotei (cca. 5 canale de aerisire), s-a evitat apariţia primului maxim; după umplerea formei cu metal, presiunea a început să crească, apărînd astfel cel de-al doilea maxim (timp de turnare 20 s).

Creşterea presiunii în maselotă în timpul turnării (primul maxim) este dezavantajoasă din punct de vedere al umplerii formei şi, în primul rînd, a maselotei cu metal. De aceea, maselotele închise cu presiune atmosferică trebuie să fie cît mai perfect aerisite, fie chiar prin prevederea unor canale de aerisire în partea superioară a maselotei, lîngă miezul de legătură cu atmosfera.

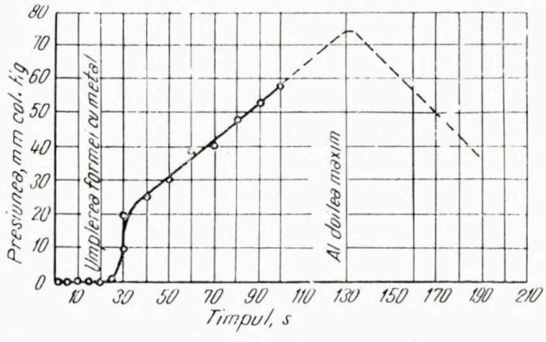


Fig. 4

Din figura 3 rezultă că, creşterea presiunii cu 80 mm col. Hg peste presiunea atmosferică are loc după 5 s de la începerea turnării, deci în perioada cînd suprafaţa metalului nu a ajuns la baza maselotei (timpul de umplere al formei şi maselotei — 17 s). Presiunea la 10 s după începerea turnării a ajuns la numai 30 mm col. Hg, cea de-a doua creştere mai puţin accentuată avînd loc încă în perioada umplerii formei.

Valoarea maximă a presiunii, în cazul celui de-al doilea maxim, a fost atinsă după 35 s de la începutul turnării, deci în perioada solidificării piesei. Apariţia celui de-al doilea maxim al presiunii e cauzată, bineînţeles, şi de degajarea de gaze datorită contactului miezului de legătură cu metalul. Gazele rezultate de la miez au început să se degaje în momentul contactului cu metalul. În acest moment, la suprafaţa metalului încă nu se formase o crustă solidificată; gazele au avut posibilitatea să ajungă la suprafaţa formei şi de aici, în atmosferă, fie prin metal, fie chiar prin miezul de legătură. În cazul dat, valoarea maximă a presiunii a atins 84 mm col. Hg, la 35 s de la începutul umplerii formei cu metal (deci la 18 s după umplerea formei).

În continuare, la 25 s, are loc o scădere a presiunii (segmentul *II—III* şi *III—IV* din figura 3), mult mai accentuată în ultima parte (segmentul *III—IV*).

Evoluţia presiunii în perioada *III—IV* corespunde apariţiei retasurii, dacă se consideră că permeabilitatea miezului de legătură rămîne constantă. În continuare presiunea scade pînă ce atinge valoarea presiunii atmosferice.

Valoarea presiunii în perioada celui de-al doilea maxim depinde de următorii factori:

— cantitatea şi timpul în care se degajă gaze din miezul de legătură; cu cît volumul de gaze degajat este mai mare şi pe o perioadă mai lungă, cu atît presiunea va fi mai mare;

— permeabilitatea şi diametrul miezului de legătură; cu cît permeabilitatea şi diametrul sînt mai mari, cu atît presiunea va fi mai redusă;

— viteza de creştere a retasurii; cu cît este mai mare şi apare mai repede, cu atît presiunea va fi mai redusă.

În concluzie, se poate spune că, în maselotele atmosferice închise, presiunea nu va creşte cu mai mult de cîteva zecimi peste cea atmosferică, deoarece există încontinuu tendinţa de echilibrare cu presiunea mediului înconjurător, prin intermediul miezului de legătură. Cu cît miezul de legătură cu atmosfera degajă mai multe gaze şi permeabilitatea lui este mai redusă, cu atît presiunea în maselotă va fi mai ridicată. În cazul dat, aceasta a atins circa 1,12 at.

Faţă de cele expuse mai sus, se naşte întrebarea: de ce să nu se întrerupă legătura miezului cu atmosfera şi în modul acesta gazele rezultate, prinse sub crusta de metal solidificat (în retasura de la partea superioară a maselotei) să acţioneze asupra metalului lichid din maselotă? De fapt, acesta este principiul care stă la baza maselotelor închise cu suprapresiune. Problema care se ridică este însă de a stabili momentul degajării gazelor, în funcţie de viteza de solidificare a primului strat de metal la suprafaţa întregii piese, inclusiv a maselotei. Rezultatele acestei neconcordanţe sînt în general cunoscute. În cazul maselotelor închise cu presiune atmosferică — cînd miezul permeabil face legătura cu atmosfera, nu se obţine o presiune ridicată, ca în cazul maselotelor închise cu suprapresiune, dar în acest caz există cel puţin siguranţa funcţionării. Nu există pericolul de degajare a gazelor înainte de formarea crustei de metal solidificat la suprafaţa piesei şi de împingere a lui afară din formă prin reţeaua de turnare, sau de deformare a pereţilor formei. Bineînţeles, acestea sînt mai puţin eficiente dar prezintă mai multă siguranţă în funcţionare.

Cu toate că presiunea în maselotele închise cu presiune atmosferică nu este cu mult mai ridicată decît presiunea atmosferică, literatura de specialitate [1] arată că, în cazul utilizării unui miez de legătură ce degajă gaze, coeficientul de utilizare a metalului creşte. Aceasta înseamnă că o mărire neînsemnată a presiunii în maselotă poate avea aplicaţii în practică.

Din acestea rezultă că, dacă creşterea presiunii gazelor în maselotă în perioada umplerii formei cu metal este de nedorit din punctul de vedere al funcţionării maselotei, în perioada următoare, după umplerea formei, orice creştere a presiunii în maselotă este binevenită.

În realizarea acestor condiţii este necesar să se asigure o ventilaţie bună a maselotei în timpul umplerii cu metal, să se utilizeze un miez de legătură cu atmosfera, care în contact cu metalul să degaje gaze şi să fie în acelaşi timp puţin permeabil.

Experienţele practice şi secţionarea maselotelor închise cu presiune atmosferică au arătat că, acţiunea presiunii atmosferice sau o suprapresiune redusă la suprafaţa metalului lichid nu acţionează în toată perioada solidificării maselotei. După un anumit timp (funcţie de dimensiunile maselotei, amestecul de formare, temperatura metalului, procedeul de turnare etc.) apare în maselotă un pod care împiedică acţiunea presiunii atmosferice asupra suprafeţei metalului lichid. În aceste condiţii solidificarea mai departe se face în condiţii de depresiune. Aceasta rezultă din analiza formei retasurii din figura 5.

Retasura concentrată din partea superioară a apărut în perioada acţiunii presiunii atmosferice, iar retasura dispersată, din partea inferioară, în perioada de depresiune.

Evoluţia presiunii în maselotele închise cu depresiune

Depresiunea în maselotele atmosferice închise apare în cazul cînd se întrerupe legătura dintre atmosferă şi golul de retasură. În practică, aceasta poate apărea cînd în maselota închisă nu a fost fixat miezul de legătură sau cînd după turnare în jurul miezului s-a format o crustă de metal solidificat.

Măsurarea presiunii în maselotele cu depresiune s-a efectuat cu ajutorul unui manometru diferenţial cu mercur, prin intermediul unui miez de şamotă fixat printr-un tub metalic cu diametrul de 25 mm, aşa cum se arată în figura 2, *b* (principial ca şi în primul caz din fig. 3). Pentru a evita degajarea de gaze, miezul de şamotă a fost calcinat la 1 000°C, timp de 5 h. În figura 6 sînt prezentate atît miezul de şamotă, cît şi tubul metalic.

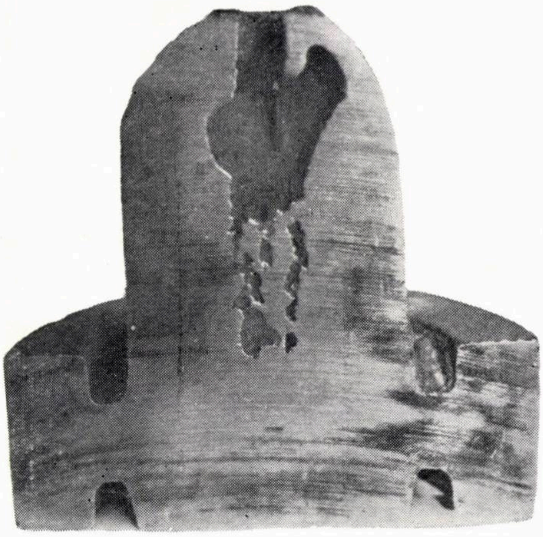


Fig. 5

Tubul metalic a fost introdus circa 30 mm în maselotă, astfel că, după umplerea cu metal, în jurul tubului s-a format o crustă de metal solidificat într-un timp foarte scurt; în modul acesta s-a eliminat posibilitatea legăturii dintre atmosferă şi interiorul maselotei, această legătură făcîndu-se numai prin intermediul miezului introdus în tubul metalic.

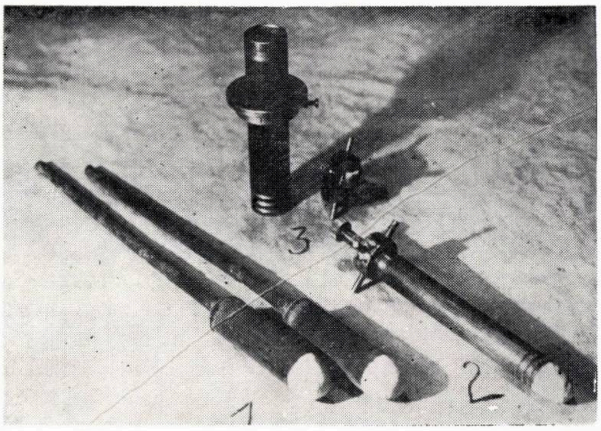


Fig. 6

Evoluţia presiunii în maselotele cu depresiune este dată în figura 7 şi, în acest caz, ca şi în cazul maselotelor închise cu presiune atmosferică, presiunea a crescut în timpul turnării (la 64 mm col. Hg), după care a scăzut rapid (după 48 s), în această perioadă în maselotă avînd o depresiune. Cauza creşterii presiunii (primul maxim) este identică ca şi în cazul maselotelor atmosferice închise. Depresiunea durează circa 2 min şi 18 s, atingînd valoarea de —13 mm col. Hg. După aceasta, presiunea creşte din nou peste 1 at, valoarea zero a presiunii obţinîndu-se după 9 min.

A doua creştere a presiunii în acest caz nu a avut loc; cauza se explică probabil prin faptul că miezul de legătură a fost calcinat la temperatură înaltă. În afară de aceasta, aici acţionează şi gazele care se separă din metal la solidificare şi care se concentrează în retasură. După 4 min are loc din nou o scădere treptată a presiunii; acest fenomen este legat de creşterea volumului de retasură. Pe baza experienţelor de mai sus s-a stabilit că, în maselotele atmosferice închise este posibil ca după un anumit timp să se creeze o presiune ridicată, aceasta în cazul utilizării unui miez de legătură care la temperatură ridicată degajă gaze. În caz contrar, dacă miezul de legătură nu degajă gaze, poate să se obţină în maselotă o depresiune, ceea ce reduce efectul de alimentare a piesei cu metal din maselotă.

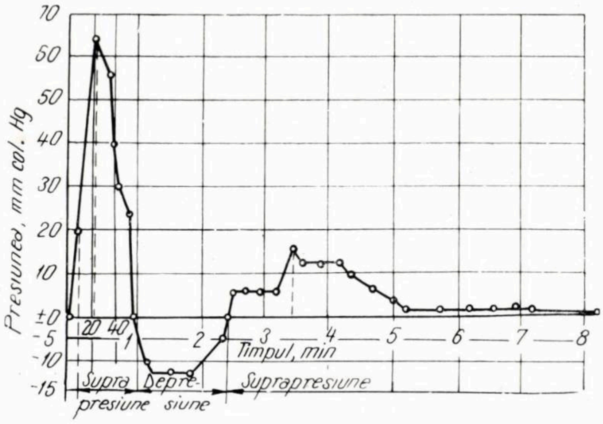


Fig. 7

Maselote cu presiune ridicată

Din literatura de specialitate şi din rezultatele încercărilor anterioare rezultă că, creşterea presiunii în maselotă este, din punct de vedere al alimentării piesei cu metal (din maselotă), în timpul solidificării, foarte avantajos. Explicaţia utilizării presiunii ridicate în maselotă rezultă din relaţia:

$$H \cdot \gamma = H_1 \cdot \gamma_1 ,$$

unde:

H este înălţimea coloanei de mercur;
γ — greutatea specifică a mercurului;
H_1 — înălţimea coloanei de oţel;
γ_1 — greutatea specifică a oţelului lichid.

Dacă $H = 700$ mm, $\gamma = 13{,}6$ g/cm³, $\gamma_1 = 7{,}0$ g/cm³:

$$H_1 = H \frac{\gamma}{\gamma_1} = 700 \frac{13{,}6}{7} = 1\,476 \text{ mm}.$$

A. A. Rîjikov și P. I. Jamșanov [6] au rezolvat această problemă pentru condițiile practice de producție. Ei au obținut o presiune ridicată, așezînd în partea superioară a maselotei un miez care în contact cu metalul lichid degajă intens gaze. După umplerea formei cu metal, miezul se încălzește la temperatura necesară degajării gazelor, dar înainte ca aceasta să aibă loc la suprafața maselotei s-a format o crustă de metal solidificat. Degajarea gazelor din miezul de legătură se concentrează astfel în retasură, contribuind la ridicarea presiunii care acționează la suprafața metalului din maselotă.

Diverși cercetători au stabilit că maselotele închise cu suprapresiune nu dau rezultate bune în practică, deoarece nu este asigurată corelația dintre timpul de solidificare a crustei de metal la suprafața piesei și a maselotei și începutul degajării gazelor din miezul de legătură. Aceasta poate duce la o funcționare necorespunzătoare a maselotei, fapt pentru care acest tip de maselote nu s-a extins în practică. O altă variantă a maselotelor închise cu presiune ridicată are fixat în tubul metalic din partea superioară a maselotei un miez producător de gaze (după un patent polonez).

În prima parte a turnării și formării crustei de metal solidificat la suprafața maselotei, gazele se evacuează prin partea superioară a tubului metalic către exterior. După un timp bine stabilit, cînd la suprafața maselotei și a piesei s-a format o crustă de metal solidificat, partea superioară a tubului se astupă. În felul acesta, gazele nu mai pot trece în exteriorul formei, fapt care duce la ridicarea presiunii în maselotă. Acest procedeu este avantajos mai ales din punct de vedere al stabilirii perioadei în care este necesară ridicarea presiunii gazelor în maselotă.

Dezavantajul acestui procedeu constă în faptul că nu asigură o cantitate de gaze care să ducă la obținerea unei presiuni ridicate în maselotă. Dificultatea constă în aceea că miezul se fixează în maselotă înaintea turnării, iar realizarea unei presiuni ridicate depinde de momentul în care se astupă tubul la partea superioară, operație care în condițiile practice este greu de realizat în timpul optim.

În cazul cînd închiderea se face mai tîrziu, o parte din gaze se degajă în atmosferă, neputînd contribui în felul acesta la ridicarea presiunii în maselotă.

În rezolvarea problemei de stabilire a unei maselote închise cu presiune ridicată s-a pornit de la ideea că miezul producător de gaze trebuie fixat într-un tub închis care să permită degajarea gazelor numai după un timp bine stabilit, corespunzător timpului de formare, la suprafața piesei și a maselotei, a unei cruste solidificate. În felul acesta, se realizează o creștere a presiunii în momentul oportun, intensitatea de degajare, precum și cantitatea de gaze fiind astfel cele optime. Presiunea în maselotă depinde, în acest caz, numai de precizia cu care se cîntărește amestecul producător de gaze, respectiv de volumul miezului.

Schematic, în figurile 8, *a* și *b* este redat principiul confecționării și funcționării maselotei închise cu presiune ridicată.

În figura 8, *a* se arată situația în momentul formării crustei solidificate la suprafața piesei și a maselotei, iar în figura 8, *b*, situația după formarea crustei de metal solidificat la suprafața piesei. Pentru a se evita utilizarea unui canal special de aerisire în partea superioară a maselotei se fixează țeava *1*.

După umplerea cu metal a maselotei, în jurul țevii care pătrunde în maselotă se solidifică o crustă de metal *10*, ceea ce duce la supraîncălzirea țevii, iar în momentul introducerii miezului, aceasta arde, avînd loc o degajare intensă de gaze.

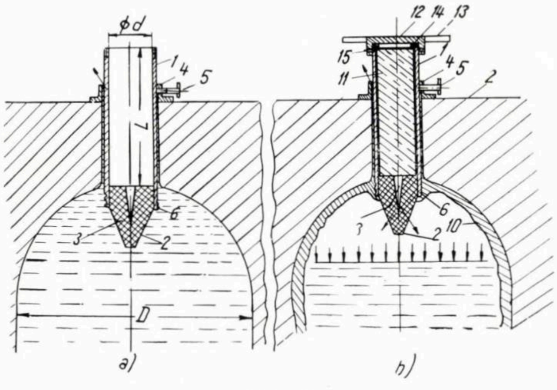


Fig. 8

În cavitatea maselotei, la suprafața metalului lichid, gazele ajung prin intermediul miezului permeabil *2*, care are și un gol interior *3* (fig. 8, *b*). Partea superioară a țevii, după introducerea amestecului producător de gaze *11*, se închide cu capacul *12*. Găurile *15* servesc la scoaterea capacului *12* după solidificarea piesei. În figura 6 sînt redate țevile în trei variante pregătite pentru fixare în maselotă. În partea finală a acestor țevi sînt prevăzute elemente pentru efectuarea legăturii cu manometrul de măsurare a presiunii.

În figura 9 este redată o secțiune printr-o maselotă închisă la care presiunea a atins 2,5 at. Amestecul producător de gaze a fost confecționat din amestec cu ulei, diametrul țevii fiind de 25 mm. Piesa cu diametrul de 300 mm și grosimea pereților de 110 mm a rezultat fără defecte. Maselota a funcționat, în acest caz, fără defecțiuni. Golul din stînga și parțial din dreapta a rezultat în timpul tăierii maselotei.

O combinație între maselotele închise cu presiune ridicată și maselotele cu înveliș izolator sau exotermic *17* este dată în figura 10. În cel de-al doilea caz, învelișul exotermic este necesar să fie protejat cu un strat subțire de vopsea refractară *16* sau cu o tablă metalică subțire, pentru a se evita amorsarea reacției în primul moment al contactului cu metalul lichid.

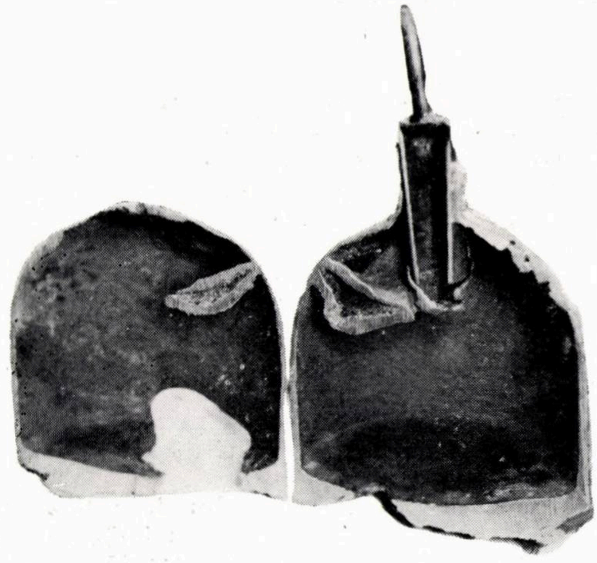


Fig. 9

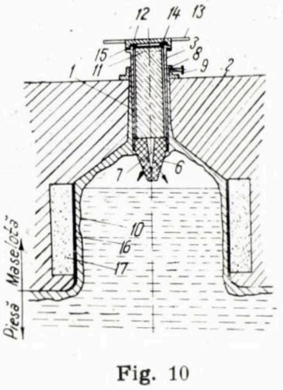


Fig. 10

Forma maselotei trebuie aleasă în așa fel încît nivelul metalului să se mențină cel puțin la nivelul învelișluui *17*.

Concluzii

Pe baza experiențelor s-a stabilit că în maselotele atmosferice închise cu miez apare o presiune de circa 0,1—0,15 at, ceea ce contribuie la alimentarea, în bune condițiuni, a piesei cu metal din maselotă în timpul solidificării. În maselotă presiunea nu acționează pe întreaga perioadă a solidificării ci la cîteva minute după umplerea formei. Către sfîrșitul solidificării, în maselotă apare un pod care limitează acțiunea presiunii atmosferice la suprafața metalului, astfel încît, în continuare, în maselotă apare o depresiune.

De asemenea, în timpul turnării apare o creștere bruscă (și ulterior o scădere) a presiunii, în valoare de 0,1 at, cauzată de permeabilitatea redusă a formei (în special cea care reproduce maselota).

Această creștere a presiunii (primul maxim) nu contribuie la ridicarea efectului maselotei asupra completării cu metal a nodurilor termice ci, dimpotrivă, ea poate împiedica umplerea cu metal a maselotei. Din cele de mai sus rezultă că este recomandabil să se utilizeze un miez de legătură atît premeabil, cît și producător de gaze, ceea ce duce la îmbunătățirea funcționării maselotelor închise cu presiune atmosferică.

În cazul maselotelor închise fără miez, în timpul solidificării apare o depresiune pînă la 0,05 at, ceea ce reduce acțiunea maselotei asupra solidificării piesei.

În final, se dă o rezolvare cu aplicații practice a utilizării maselotelor închise cu presiune atmosferică. Aceasta constă în fixarea, la partea superioară a maselotei, a unui tub metalic în care după ce la suprafața piesei și maselotei s-a format o crustă de metal solidificat se introduce un miez producător de gaze acestea ducînd la îmbunătățirea funcționării maselotei, valoarea presiunii în maselotă putîndu-se dirija, în funcție de felul amestecului producător de gaze (și de greutatea lui) introdus în țeava de la partea superioară a maselotei.

BIBLIOGRAFIE

[1] Nechendzi I. A. și Obolențev. Liteinoe Proizvodstvo, Moscova, Mașghiz, 1949.

[2] Nechendzi I. A. *Stolnoie Litie*. Moscova, Metallurghizdat, 1948.

[3] Přibyl I. A. *Tuhnuti a nalitkovani odlitku*. Praga, 1954.

[4] Petrov N. I. și Vinicenko P. G. Liteinoe Proizvodstvo, nr. 6, 1962, p. 26.

[5] Spaski A. G. *Zakladu Slévárenstvi*. Praga, 1953.

[6] Bidulia P. N. *Sbornik přednašek o sovietsken hutnicvi a slévárenstvi*. Praga, 1953.

[7] Fantalov L. I. și Levi L. I. Liteinoe Proizvodstvo, nr. 3, 1953.

[8] Havlicek Fr. și Jelinek P. Cs. patent 107, 1958.

CZ 666.76 ; 31

Fabricarea produselor refractare la Combinatul siderurgic—Reșița și comportarea lor în exploatare

Ing. V. SCUTU, ing. DOINA BULZAN și ing. AL. FEKETE
Combinatul siderurgic – Reșița

În fabricația produselor refractare de șamotă la Combinatul siderurgic — Reșița se lucrează după metodele plastică și semiuscată.

Prin metoda plastică se produc: cărămizi pentru podurile de turnare a oțelului; grilajele camerelor regeneratoare de la cuptoarele Martin; cărămizi normale pentru zidirea agregatelor siderurgice mai puțin solicitate.

Prin metoda semiuscată se produc: cărămizi pentru căptușirea oalelor de turnat oțel; cilindri pentru bara dopului; cărămizi pentru căptușirea oalelor de turnare a fontei; cărămizi stele de pod pentru turnarea oțelului; bucșe pentru lingotiere; cărămizi pentru bolțile cuptoarelor adînci de la laminoare; cărămizi normale pentru zidirea cuptoarelor de la laminoare și bandaje.

Materiile prime utilizate și caracteristicile fizico-chimice ale acestora în decursul ultimilor trei ani sînt prezentate în tabela 1.

Tabela 1

Sortimentul	$Al_2O_3 + TiO_2$, %			Fe_2O_3, %		
	1963	1964	1965	1963	1964	1965
AR 169	30,67	30,82	30,43	2,71	2,86	3,04
AR 171	32,07	32,03	31,45	2,53	2,65	2,66
AR 173	33,80	33,89	33,73	2,15	2,27	2,27
AR 175	34,29	34,63	34,21	1,95	1,92	1,74
Argilă Anina	34,58	35,43	36,49	1,47	1,44	1,50

La fabricarea produselor de șamotă prin metoda plastică s-a folosit rețeta: 169—50 % argilă AR; 50 % cărămizi rezultate din demolări și rebuturi; 0,5 % leșie bisulfitică.

Dozarea materiilor prime se face în prezent gravimetric, cu cîntare automate.

Caracteristicile fizico-chimice medii ale cărămizilor de șamotă fabricate după metoda plastică sînt arătate în tabela 2.

În cazul metodei semiuscate de fabricare a cărămizilor s-a folosit următoarea rețetă:

— pentru cărămizi destinate căptușirii oalelor de turnare: 20 % argilă AR 173; 20 % argilă Anina; 20 % șamotă Anina; 30 % șamotă SRC 73—producție proprie în cuptor vertical de șamotizare; 10 % cărămizi rezultate din demolări plus rebuturi de fabricație; 0,5 % leșie bisulfitică;

— pentru cilindrii barei dopului: 40 % argilă AR 175; 10 % argilă Anina; 30 % șamotă aluminoasă SRCA 77; 20 % șamotă Anina; 0,5 % leșie bisulfitică.

Caracteristicile fizico-chimice medii ale principalelor sortimente de cărămizi obținute prin metoda semiuscată sînt redate în tabela 3.

Datorită măsurilor luate în vederea îmbunătățirii calității produselor se observă că, în decursul anilor din urmă, indicii lor de comportare la oțelăria Martin au fost superiori celor din anii anteriori.

Astfel, dacă se urmărește numărul erupțiilor la podurile de turnare a oțelului, datorită crăpăturilor longitudinale care apar la canalele de șamotă și la sifoane, se observă că mediile lunare ale erupțiilor sînt în continuă scădere (fig. 1: *a* — la podurile de turnare; *b* — la sifoane).

Cunoscut fiind că, crăpăturile longitudinale se datoresc șocului termic la care sînt supuse cără-

Tabela 2

Denumirea produsului	$Al_2O_3 + TiO_2$, %			Fe_2O_3, %			Porozitatea aparentă, %			Refractaritatea, I.P.
	1963	1964	1965	1963	1964	1965	1963	1964	1965	
Canale pentru poduri de turnat oțel	33,91	34,35	34,25	2,84	3,20	3,34	20,18	20,22	21,04	171
Tuburi pentru sifoanele podurilor de turnare	33,90	34,37	34,22	2,81	3,19	3,24	20,17	20,19	21,48	171

Tabela 3

Denumirea produsului	$Al_2O_3 + TiO_2$, %			Fe_2O_3, %			Porozitatea aparentă, %			Refractaritatea., I.P.
	1963	1964	1965	1963	1964	1965	1963	1964	1965	
Cărămizi pentru oalele de turnat oțel	34,70	34,93	35,06	2,74	2,95	3,05	15,30	16,33	16,82	173
Cilindri pentru bara dopului	37,25	37,61	36,70	2,62	2,77	2,66	21,03	21,20	19,40	175

mizile în contact cu oţelul lichid, în cadrul procesului tehnologic de fabricare a lor s-a acţionat asupra porozităţii, a granulaţiei şi a conţinutului de degresant în şarjă.

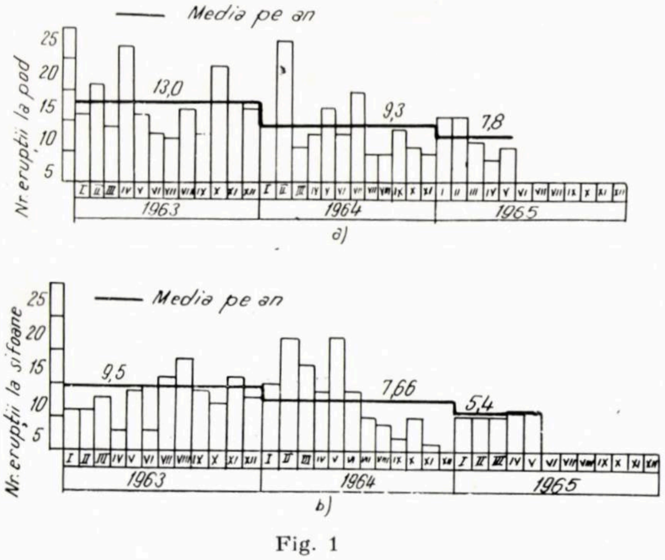


Fig. 1

În anii 1961—1962 porozitatea aparentă a cărămizilor pentru poduri şi sifoane se situa de multe ori sub valoarea de 18%. În ultimii ani s-a dat o atenţie deosebită măririi porozităţii, ajungîndu-se la o valoare medie anuală, în 1964, de 20, 22, iar în primele cinci luni ale anului 1965, de 21,04% (tabela 2). Aceasta s-a realizat prin mărirea granulaţiei degresantului şi, în special, prin scăderea temperaturii de calcinare, de la 1 320 la 1 220°C.

Pentru a se putea clarifica influenţa creşterii porozităţii cărămizilor destinate podului de turnare asupra rezistenţei la şoc termic şi a comportării lor în exploatare, s-a fabricat un lot experimental de cărămizi calcinate la circa 1 000°C, avînd o porozitate medie de 30%.

Determinîndu-se rezistenţa la şoc termic a cărămizilor din lotul experimental, comparativ cu cele obişnuite, s-a constatat că stabilitatea termică a fost cu 100% mai mare (108 faţă de 54 s). Acest lucru s-a confirmat şi în exploatare, urmărindu-se bavurile cozilor de turnare. În ce priveşte eroziunea, aceasta a fost cu circa 0,5 mm mai mare decît la cele obişnuite. În schimb, un fapt pozitiv l-a constituit reţinerea, în porii deschişi, a canalelor interioare ale materialului refractar, a incluziunilor oxidice din oţelul lichid. Acestea s-au regăsit după turnare, sub forma unui strat de zgură depus pe semicircumferinţa superioară a canalului, avînd următoarea compoziţie chimică: 6,67% MnO; 17,00% MgO; 3,15% Fe_2O_3; 1,40% Cr_2O_3; 0,14% CaO; 37,87% Al_2O_3; 33,18% SiO_2; 0,59% TiO_2.

În concluzie, cărămizile cu porozitate mai ridicată sînt mai rezistente la variaţii de temperatură şi contribuie la purificarea oţelului de incluziuni.

Încercările de îmbunătăţire a rezistenţei la şoc termic a cărămizilor, prin mărirea porozităţii, precum şi prin alte metode, constituie încă una din principalele preocupări ale colectivului de la Combinatul siderurgic — Reşiţa.

Deoarece pierderile de oţel prin erupţii sînt cauzate şi de exactitatea formei şi a dimensiunii cărămizilor şi în special a capetelor de îmbinare, de la începutul anului 1965 s-a renunţat la presarea orizontală la presele de tip „Record'' şi s-a trecut la presarea în poziţie verticală a canalelor, la prese cu fricţiune. De asemenea, s-a introdus presarea mecanică a canalelor de capăt în două etape, pentru evacuarea aerului din masa supusă presării.

Începînd cu anul 1960, s-a trecut la fasonarea mecanică a stelelor de pod, după procedeul semiuscat, la presele cu fricţiune tip „Panteleev'' cu forţa de presare de 20 t, iar din anul 1964 s-a introdus fasonarea la presele cu fricţiune cu forţa de presare 120 t.

Dinamica durabilităţii oalelor de turnat oţel de 130 t este reprezentată în diagrama din figura 2.

Se observă că de-a lungul anilor 1959—1964, acest indice a crescut în mod treptat, de la valoarea 6,63 la 12,04 turnări. În primele cinci luni ale anului 1965, se constată o uşoară scădere a durabilităţii la 11,44 turnări.

Creşterea succesivă a durabilităţii oalelor de turnare a oţelului se datoreşte unor măsuri care s-au luat pe parcursul anilor.

În perioada 1959—1960, fabricarea cărămizilor de oale s-a făcut după metoda plastică, obţinîndu-se durabilităţi de 6,72 şi 6,63 turnări. În anul 1961, s-au făcut primele încercări de lucru după metoda semiuscată, mergîndu-se în paralel cu ambele procedee; durabilitatea a crescut la 7,64 turnări/oală. În anul 1962, s-a lucrat exclusiv după metoda semiuscată, adoptîndu-se o diagramă de calcinare adecvată cu palier prelungit; durabilitatea medie obţinută a fost de 8,16 turnări. În anul 1963, se introduce în reţeta de fabricaţie argila Anina, ceea ce a avut ca efect creşterea indicelui de utilizare la 9,31 turnări/oală. Din a doua jumătate a anului 1963, s-a început zidirea oalelor în trei

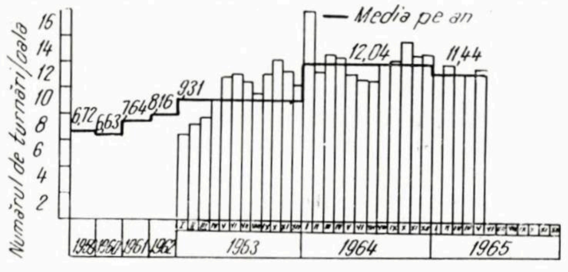


Fig. 2

trepte, cu formatul nou de cărămidă RT13, cu dimensiuni mărite la 200 mm, faţă de 150 mm la formatul RT12, respectiv 115 mm la formatul RT10. Aceasta a dus la creşterea durablităţii, în 1964, la 12,04 turnări/oală.

Tot în anul 1964 s-a pus accent pe perfecţionarea întregului proces tehnologic de fabricare a cărămizilor de căldare, în scopul obţinerii produselor cu proprietăţi constante. Astfel, în ceea ce priveşte porozitatea aparentă, s-a urmărit menţinerea ei la valori cît mai scăzute, pentru a îmbunătăţi rezistenţa la acţiunea corosivă a zgurelor Martin bazice şi, în acelaşi timp, la restrîngerea gamei de valori ale porozităţii.

Se ştie că, în cazul unui proces tehnologic bine pus la punct, indicii calitativi ai produselor finite au un caracter regulat şi se supun legii repartiţiei normale a lui Gauss.

Valorile porozităţii aparente a cărămizilor de oală, luate din determinările curente de laborator, în intervalul 1 ianuarie – 31 decembrie 1964, s-au reprezentat într-un grafic (fig. 3) avînd coordonatele : porozităţi aparente şi frecvenţa de apariţie a valorilor porozităţii (frecvenţa valorilor n $= 149$; media aritmetică $\overline{x} = 16{,}33\,\%$; abaterea medie pătratică $\delta = 1{,}97\,\%$).

S-a calculat media aritmetică a porozităţii (16,33 %) şi abaterea medie pătratică de la această valoare (1,97 %).

Histograma din figura 3 arată o distribuţie normală a frecvenţelor porozităţii loturilor de cărămizi de oală în jurul frecvenţei maxime de 20, obţinută pentru porozitatea medie de 16,33 %.

Conform legii repartiţiei normale a valorilor, în cazul unui proces tehnologic bine stabilit, 68,25 % din determinări trebuie să se încadreze în limitele $\overline{x} \pm \delta$; 95,45 % în limitele $\overline{x} \pm 2\delta$ şi 99,73 % în limitele $\overline{x} \pm 3\delta$, adică valoarea limită a abaterilor.

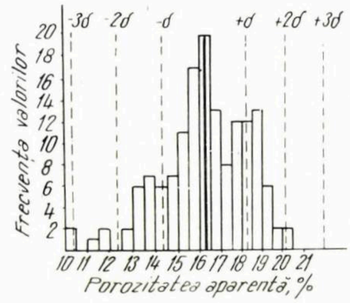


Fig. 3

În situaţia porozităţii cărămizilor de oală s-au obţinut valorile : $\overline{x} \pm \delta = 66\,\%$; $\overline{x} \pm 2\,\delta = 95{,}45\,\%$; $\overline{x} \pm 3\,\delta = 99\,\%$.

Aceasta confirmă faptul că, în urma măsurilor luate pentru stabilirea unui proces tehnologic de fabricare a cărămizilor pentru oale, bine pus la punct, s-au obţinut valori ale porozităţii aparente normal distribuite. Aceasta a fost una din cauzele principale care a dus la ridicarea durabilităţii oalelor de 130 t de la Reşiţa la valoarea maximă de 12,04 turnări/oală, în anul 1964.

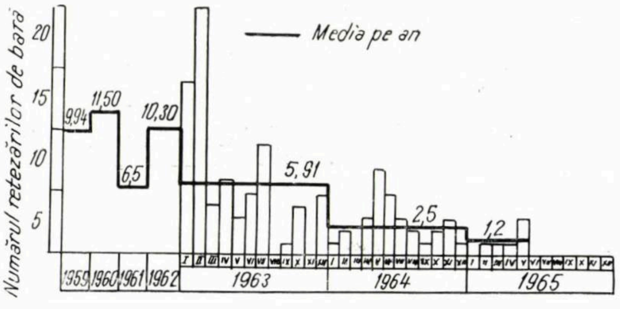


Fig. 4

Faptul că în perioada ianuarie – mai 1965 s-a produs o uşoară scădere a durabilităţii oalelor se explică, în unele cazuri, prin lipsa sortimentelor de argile prevăzute în reţeta de fabricaţie, precum şi prin creşterea conţinutului de Fe_2O_3 în argile, ceea ce a dus la mărirea procentului mediu de Fe_2O_3 din produsele finite, de la 2,74 %, în 1963, la 3,05 %, în 1965 (tabela 3).

Variaţiile periodice în componenţa reţetei, datorită situaţiei create în aprovizionarea cu argile, precum şi caracteristicile calitative ale argilelor variabile, au avut ca efect imposibilitatea menţinerii unei diagrame constante de calcinare şi, în consecţinţă, s-a obţinut o porozitate medie mărită de 16,82 % faţă de 16,33 % din anul 1964.

În privinţa comportării cilindrilor pentru bara dopului de turnare (retezările de bară provocate de eroziunea intensă a cărămizilor) se prezintă diagrama din figura 4.

Din diagramă reiese că, pînă la punerea la punct a procedeului semiuscat de fabricare a cărămizilor, între anii 1959 – 1962, numărul mediu de scurgeri de oţel, provocate de retezările de bară, a prezentat variaţii neregulate, atingînd un maxim de 11,50 retezări/lună, în anul 1960.

Începînd din 1963, numărul mediu al scurgerilor este în descreştere treptată, fiind în 1963 de 5,91, în 1964 de 2,15 şi în primele 5 luni ale anului 1965 de 1,2 scurgeri. La aceasta au contribuit introducerea în reţetă a şamotei aluminoase, modificarea porţiunii de îmbinare a cilindrilor şi îmbunătăţirea diagramei de calcinare, ceea ce a dus la scăderea porozităţii aparente medii, de la 21,20 în anul 1964, la 19,40 în 1965.

Îmbunătăţirea sortimentelor de produse refractare de şamotă utilizate la turnarea oţelului se reflectă şi prin indicele de consum specific pe tona de oţel, astfel:

1963 — 38,34 kg/t, din care 11,94 kg/t pentru oale;

1964 — 34,60 kg/t, din care 10,69 kg/t pentru oale;

ianuarie—mai 1965 — 31,38 kg/t, din care 11,04 kg/t pentru oale.

Concluzii

Pentru continua îmbunătăţire a calităţii produselor de şamotă, o primă necesitate o constituie îmbunătăţirea calităţii argilelor, din punct de vedere al compoziţiei chimice şi omogenităţii.

În vederea asigurării şi menţinerii stocurilor de argile, pe sortimente şi calităţi, se impune o livrare ritmică a acestora la beneficiar.

Deoarece şamota obţinută în cuptoarele verticale nu corespunde calitativ cerinţelor ce se impun produselor refractare superioare, este necesară aprovizionarea din exterior cu diferite sorturi de şamotă de la cuptoarele rotative şi în special cu şamotă aluminoasă.

Elaborarea pe scară tot mai largă a oţelurilor cu caracteristici superioare implică studierea şi obţinerea unor produse refractare, care să corespundă din punct de vedere al eroziunii şi al rezistenţei la şoc termic; aceasta, spre a diminua sursele generatoare de incluziuni de şamotă care se observă la unele sortimente de oţeluri.

În scopul creşterii rezistenţei la şoc termic, în special la cărămizile podului de turnare, este necesar să se continue încercările pe linia măririi porozităţii produselor, prin reducerea temperaturii de ardere, precum şi prin mărirea granulaţiei degresantului.

Pentru asigurarea unei îmbinări exacte a cărămizilor de înzidire a podurilor de turnare, în vederea reducerii la minim a erupţiei, se va trece în mod treptat la fabricarea acestora pe cale semiuscată.

Durabilitatea căptuşelii refractare a oalelor de turnat oţel fiind în funcţie de omogenitatea şi porozitatea cărămizilor de şamotă, se va acţiona, în continuare, pentru scăderea porozităţii prin ridicarea temperaturii de calcinare.

REALIZĂRI TEHNICE

Z. 669.131.622

Modificarea fontei prin adăugare de oţel lichid

Ing. S. COSTACHE şi ing. S. IONESCU
Uzinele „Timpuri Noi" — Bucureşti

Procedeul de modificare a fontei prin adăugare de oţel lichid este aplicat în special la turnătoriile care sînt utilate cu agregate de elaborat fontă şi oţel [1], [2].

Metoda de modificare constă în următoarele:

— Elaborarea fontei în cubilou, cu compoziţia chimică:

3,1—3,5% C; 2,2—2,6% Si; 0,5—0,6% Mn;

0,15—0,19% P şi max.0,12—0,15% S.

— Elaborarea oţelului în cuptorul electric cu arc, corect dezoxidat, cu compoziţia chimică:

0,14—0,20% C; 0,18—0,30% Si; 0,40—

— 0,90%Mn; 0,06—0,07% P şi 0,05—0,06%S.

Cantitatea de oţel adăugată peste fonta lichidă se stabileşte în funcţie de caracteristicile mecanice necesare şi de grosimea pereţilor piesei.

Astfel, pentru Fc 25 la piese cu grosimea de perete cuprinsă între 8—10 mm se adaugă 10% oţel lichid.

Oţelul trebuie adăugat în timpul umplerii oalei cu fontă, evitîndu-se trecerea zgurei prin folosirea oalei speciale de turnare a oţelului.

În cazul fontelor cu siliciu scăzut este necesar să se reducă cantitatea de oţel adăugat pentru a nu obţine casură albă.

Deoarece adăugarea oţelului lichid în fontă duce la micşorarea fluidităţii trebuie să se folosească fontă cu temperaturi mai mari de 1380°C.

Se recomandă ca temperatura fontei înainte de modificare să fie de circa 1 400°C.

În figura 1, *a* se arată structura fontei inițiale. Fonta modificată cu oțel prezintă o distribuție uniformă a grafitului, care este în formă

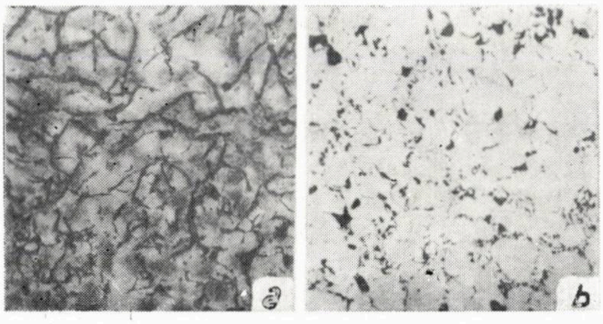


Fig. 1

de lamele scurte și fine, distribuite de preferință în rețea. Perlita este fină, iar eutecticul fosforos sub formă de separări uniform dispersate (fig. 1, *b*, × 100, neatacat).

S-a constatat că rezistența la rupere a crescut în medie cu 30–34%, iar rezistența la încovoiere, cu 32–36%. Duritatea fontelor modificate a crescut de asemenea în medie cu 20–25%.

Pînă în prezent rezultatele obținute din punct de vedere al caracteristicilor mecanice sînt corespunzătoare, ajungîndu-se pînă la rezistențe la rupere de 30–32 kgf/mm².

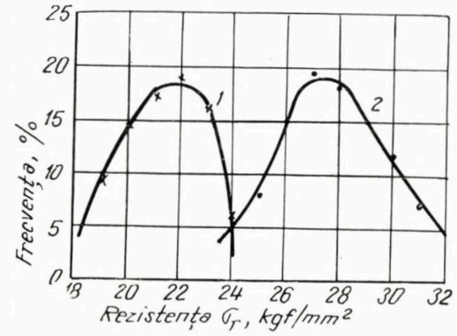


Fig. 2

Pe baza rezultatelor obținute în decursul unui trimestru, s-a stabilit diagrama din figura 2 (curba *1* — fonte nemodificate, curba *2* — fonte modificate), de unde rezultă efectul pozitiv al modificării asupra rezistenței la tracțiune.

Rezultatele obținute pot fi îmbunătățite, proprietățile mecanice fiind funcție de cantitatea de oțel introdusă (cu condița să nu se ajungă la limita de casură albă la cantități de oțel mai mari de 8–15%), de compoziția fontei de cubilou și componentele încărcăturii metalice, precum și de calitatea oțelului elaborat.

Compoziția chimică a fontei înainte și după modificare este indicată în tabela 1.

Tabela 1

	Compoziția chimică, %					σ_r, kgf/mm²	HB
	C	Si	Mn	P	S		
Fonta inițială	3,50	2,19	0,63	0,16	0,19	19,5	170
Fonta modificată	3,31	2,09	0,56	0,152	—	26,5	210

Dacă se compară compoziția inițială și finală a fontei nu se constată diferențe importante care să justifice rezultatele. Se poate trage deci concluzia că maxima rezistenței este datorată modificării structurii și formei grafitului.

Se fac experimentări în vederea stabilirii corecte a condițiilor de obținere a diverselor calități de fonte modificate, elaborîndu-se diagrame care să exprime, în primul rînd, raportul dintre cantitatea de oțel necesară pentru obținerea unor anumite caracteristici mecanice. Se înțelege că la astfel de situații se pleacă de la încărcături ale cubiloului, constante din punct de vedere al compoziției chimice.

Trebuie remarcat faptul că acest procedeu a fost folosit cu succes la realizarea fontei modificate pentru chiulase, pistoane, cămăși de cilindru, segmenți de motoare Diesel și compresoare. Producția uzinei la aceste repere este asigurată cu ajutorul acestui procedeu de aproape un an, cu rezultate bune, aducîndu-se o contribuție însemnată la reducerea rebutului în turnătorie.

Aplicarea și extinderea acestui procedeu își va aduce un aport la realizarea de piese de mașini de calitate superioară, care să facă față cerințelor ridicate necesare în stadiul actual în construcția de mașini.

BIBLIOGRAFIE

[1] Ghirșovici N. G. *Turnarea fontei.* București, Editura tehnică, 1952.

[2] Turbovski M. M. *Modificarea fontei cu oțel lichid.* Liteinoe proizvodstvo, nr. 3, 1959.

CZ 621.745.563.23.004.4

Instalație pentru granulat, transportat și însilozat zgura de cubilou

Ing. I. STANOMIR și ing. I. FILIPAN
Atelierele de reparat automotoare — Brașov

In practică se cunosc două sisteme de evacuare a zgurei de cubilou: evacuarea continuă pe principiul sifonului și evacuarea periodică la un interval de timp stabilit în funcție de cantitatea de fontă topită și de stratul de zgură cumulat în unitatea de timp.

Prin mecanizarea operațiilor de încărcare a sistemului de evacuare a metalului topit și a zgurei de cubilou, s-au îmbunătățit indicii de preț de cost pe tona de fontă topită.

Din complexul de instalații auxiliare ale cubiloului cel mai puțin s-a studiat instalația de evacuare a zgurei de cubilou. Literatura tehnică de specialitate, precum și experiența uzinelor din țara noastră, arată că această problemă a fost elucidată parțial la cubilourile cu sistem continuu de evacuare a fontei și zgurei.

Datorită faptului că nu se pot aplica și generaliza în toate unitățile de producție cubilourile cu evacuare continuă a fontei topite și a zgurei, din cauza unor condiții de exploatare impuse de procesul de producție, aceste metode nu au căpătat o răspîndire prea mare.

La Atelierele de reparat automotoare — Brașov, dotate cu patru cubilouri de diferite diametre și avînd un sistem de evacuare periodică a fontei topite și a zgurei, s-a executat o instalație mecanizată de granulat, decantat și transportat zgura, într-un siloz de zi.

Situația înainte de aplicarea acestei instalații era le fel cu situația existentă la majoritatea cubilourilor din țară la care se acumulează grămezi de zgură în spatele cubilourilor, apoi se sparg cu ciocane și tîrnăcoape și se transportă în exterior cu diferite mijloace manuale: tărgi, roabe etc.

Prin instalația realizată s-a urmărit, ca obiectiv principal, eliminarea cheltuielii de forță de muncă ce se efectua în condiții grele de temperatură și spațiu, precum și descongestionarea spațiului necesar deservirii cubilourilor, de cantitățile de zgură ce se acumulează în spatele lor.

Instalația de granulat și însilozat zgura de cubilou se compune din următoarele părți: partea hidraulică, pentru granularea și transportul zgurei, și partea de însilozare.

Instalația este prezentată în figura 1 (*1* — cubilou; *2* — pompe; *3* — colector pompe; *4* — rețea distribuție apă; *5* — robinet; *6* — duză; *7* — jgheab de zgură; *8* — jgheab colector: *9* — decantor; *10* — transportor; *11* — buncăr; *12* — închizător gură buncăr).

Partea hidraulică este de fapt partea principală cu ajutorul căreia se fac operațiile de granulare și transport ale zgurei la decantor.

Operația de granulare se petrece în această parte și constă din sfărîmarea șuvoiului de zgură evacuat din cubilou cu ajutorul apei sub presiune și debit mare.

Datorită consumului mare de apă, necesar procesului de granulare, s-a utilizat principiul recirculării apei, în care scop s-a utilizat un decantor de zgură.

Pompele centrifugale *2* asigură debitul și presiunea necesară granulării, făcînd totodată și funcția de recirculare a apei. Caracteristicile pompelor au fost stabilite pe bază de cercetări practice și au fost alese în funcție de tipul de pompe ce se fabricau la data respectivă în țara noastră. Pompele asigură debitul de $Q = 30$ m³/h și presiunea de 50 m col. apă.

Cele patru pompe sînt legate la colector, dar numai două sînt în funcțiune, celelalte fiind pompe de rezervă.

Rețeaua de distribuție a apei este formată din două circuite de conducte care fac legătura între colectoarele pompelor și jgheabul de zgură.

Prin această rețea se transportă apa, cu ajutorul pompelor, la jgheabul de zgură al cubiloului *7* unde se face granularea zgurei, iar apoi zgura granulată este antrenată de apă pe jgheabul *8* la decantor (fig. 1).

Rețeaua hidraulică a fost prevăzută cu robinete ce pot pune sau scoate din funcțiune porțiunile de instalație adecvate fiecărui cubilou.

Pentru asigurarea jetului de apă necesar granulării s-a stabilit o viteză de ieșire a apei din conductă de 14 m/s, realizată prin ajutajul montat în dreptul șuvoiului de zgură ce se scurge pe jgheabul cubiloului.

Apa împreună cu zgura intră în decantor pe jgheab *8* în compartimentul decantorului unde este montat transportorul pentru scoaterea zgurei din decantor.

Decantorul are formă dreptunghiulară și este construit din tablă de 5 mm, cu pereți despărțitori și site necesare asigurării unei decantări succesive pentru purificarea apei.

Dimensiunile decantorului (8 × 9 m) au fost astfel alese, încît să se asigure realizarea unei viteze maxime de 0,2 m/s pentru decantarea apei în vederea recirculării.

În decantor, pe de o parte, datorită diferenței de greutăți specifice, iar pe de altă parte, datorită schimbării de direcție și sitelor intercalate, zgura se separă de apă și apoi este evacuată prin intermediul transportorului cu cupe în silozul de serviciu.

Mecanismul de transportat este format din următoarele elemente : stația de antrenare care este formată din : motor electric de 5 kW, 1 000 rot/min ; reductor tip 3 B (raport 1/35) ; stele de antrenare confecționate din oțel, diametrul $D = 205$ și numărul de dinți $z = 8$; curele trapezoidale de transmisie.

Aceste elemente asigură o viteză de 6,3 m/min a elevatorului cu cupe.

Stația de întindere se compune din : axul de întindere cu steluțe și șuruburile de reglare a poziției de lucru.

Elementul de tracțiune și transport a fost ales în funcție de condițiile grele de lucru ale transportului.

În acest scop, s-a utilizat lanț de tracțiune tip ,,Rotary'' de 3'' care asigură atît transmiterea mișcării, cît și fixarea cupelor necesare transportului zgurei.

Pentru eliminarea pierderilor de apă, cupele au fost prevăzute cu găuri, fapt care asigură reducerea consumului de apă, prin reintrarea ei în circuit.

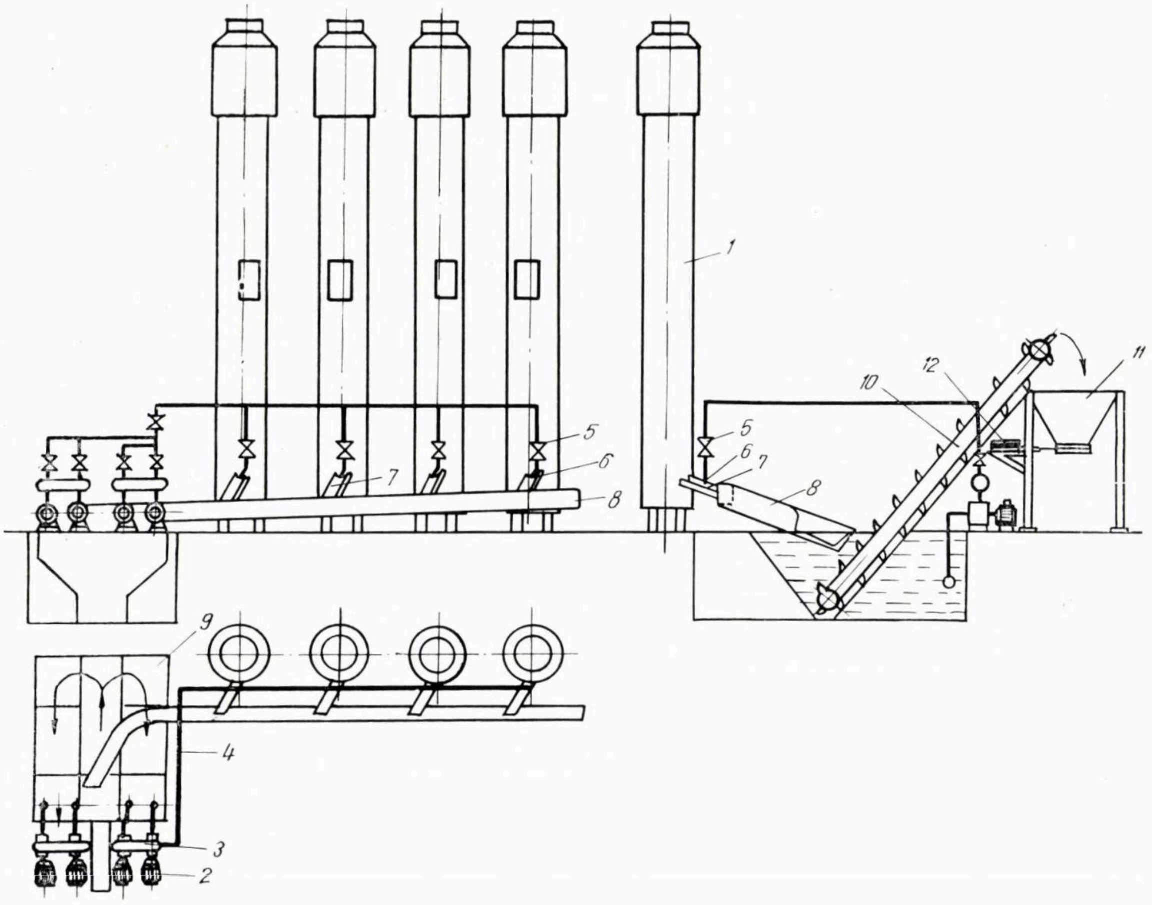


Fig. 1

Silozul 11 este construit din tablă și este prevăzut cu un sistem de închidere și deschidere mecanic ; silozul este destinat acumulării zgurei granulate, în vederea evacuării cu remorci basculante autotractate.

Concluzii

Prin utilizarea instalației descrise s-au îmbunătățit condițiile de muncă ale muncitorilor la deservirea cubilourilor, asigurîndu-se totodată o creștere a productivității muncii la operațiile de evacuat zgura, cu 100%.

Din ianuarie 1964, și pînă în prezent, instalația a funcționat în condiții bune, manifestîndu-se uzuri doar la sistemul mecanic de transport, și anume, la pereții laterali ai jgheabului transportor și la sistemul de etanșare a lagărelor montate de corpul decantorului.

La efectuarea probelor de analiză a apei nu s-a observat o creștere a pH-ului apei, datorită faptului că apa de răcire a mantalei cubilourilor a fost introdusă în circuitul de granulare a zgurei, ca apă de reîmprospătare.

Zgura obținută prin acest procedeu a fost utilizată cu succes la lucrări de izolări în construcțiile executate la Atelierele de reparat automotoare — Brașov.

CZ 621.771,276

Stadiul actual al laminoarelor de benzi late la cald

Ing. A. LEDERER
Institutul pentru proiectări de laminoare

Laminoarele de benzi late la cald au apărut ca urmare a dezvoltării considerabile a industriei de automobile, conserve, ambalaje şi bunurilor de larg consum, care necesitau table subţiri în cantităţi ridicate, de calitate superioară şi la un preţ de cost scăzut. Primul laminor de benzi late la cald a fost pus în funcţiune în 1926, la Armco-Butler, şi a fost urmat de un număr important de laminoare în S.U.A., în Europa şi Japonia (în special după 1950). În prezent sînt în funcţiune 97 de laminoare, sînt în construcţie 19 şi altele sînt în curs de proiectare. În tabela 1 este prezentată lista laminoarelor de benzi late la cald din lume (lungimea tăbliei > 900 mm), cu caracteristicile lor principale (situaţia la 1 oct. 1965).

Sortimente de produse

Produsele instalaţiilor moderne sînt exclusiv benzi înfăşurate în rulouri.

Dimensiunile caracteristice sînt grosimea şi lăţimea benzilor, precum şi diametrul interior şi exterior al ruloului. Grosimea minimă a benzilor este de 1,2—1,5 mm, în funcţie de lăţimea benzii şi de caracteristicile laminorului, tendinţa modernă fiind de a lamina benzi cît mai subţiri (laminoarele de la Tokai şi Nisshin-Kure au fost proiectate pentru min. 1,0 mm). La laminoarele moderne, raportul între lăţimea şi grosimea minimă a benzii este de 1 000 şi mai mare. Grosimea maximă a benzilor late în rulouri a crescut continuu, în scopul preluării unei proporţii cît mai mari din sortimentul de tablă groasă. În prezent, cele mai multe laminoare se construiesc pentru o grosime maximă de 12—13 mm. Lăţimea minimă a benzilor este de 230—1 080 mm (la instalaţiile moderne — 450 — 700 mm) fiind în funcţie de lăţimea maximă (la un laminor dat raportul între lăţimea maximă şi minimă a benzilor nu trebuie să fie mai mare de 3—4). Lăţimea maximă a benzilor este de 810 — 2 590 mm, fiind cu 100—200 mm mai mică decît lungimea tăbliei cilindrilor de lucru. Diametrul interior al rulourilor depinde de construcţia înfăşurătoarelor, la laminoarele moderne nedepăşind 700 — 760 mm. Diametrul exterior este în funcţie de greutatea unitară şi de diametrul interior al ruloului, fiind de 1 800—2 100 mm la instalaţiile noi.

Produsele laminoarelor de benzi se împart în trei categorii, din punct de vedere al *destinaţiei*:

— rulouri pentru laminare la rece, care reprezintă cantitatea cea mai mare din producţie, în general 60—80%;

— rulouri laminate la cald şi expediate sub această formă fabricilor de maşini (în special pentru ţevi sudate şi profile îndoite);

— table groase şi subţiri, obţinute din rulouri laminate la cald, prin tăiere la agregate speciale, şi folosite pentru construcţii metalice şi mecanice, rezervoare, nave, vagoane, automobile etc.

Calităţile de oţeluri folosite pentru benzi late se pot împărţi în următoarele categorii importante:

— oţeluri necalmate sau calmate, cu un conţinut foarte scăzut de carbon şi elemente însoţitoare, folosite pentru benzi şi table subţiri pentru ambutisare şi presare;

— oţeluri necalmate, semicalmate sau calmate, cu un conţinut mai ridicat de carbon (0,2—0,6%), folosite la fabricarea tablelor subţiri şi groase, cînd se cer caracteristici mecanice ridicate;

— oţeluri slab aliate (în special cu Mn,Cr, Ni, Si) folosite pentru benzi şi table la care se cere o sudabilitate bună sau caracteristici mecanice ridicate;

— oţeluri bogat aliate, în special inoxidabile, refractare, antiacide şi silicioase, folosite din ce în ce mai mult pentru benzi late.

Clasificarea laminoarelor de benzi

Clasificarea laminoarelor de benzi se poate face în funcţie de componenţă şi de lungimea tăbliei cilindrilor.

Din punct de vedere al *componenţei*, se deosebesc următoarele tipuri de laminoare (făcînd abstracţie de laminoarele Steckel şi planetare care au o răspîndire limitată şi nu sînt tratate în această analiză):

— laminoare continue, la care la fiecare cajă se face o singură trecere şi care cuprind o cajă verticală, 5—6 caje degrosisoare orizontale şi 6—7 caje finisoare;

— laminoare semicontinue, la care trenul degrosisor cuprinde numai cajă (sau caje) reversibilă, cu excepţia cajei verticale şi orizontale de deșțunderizare. Trenul finisor cuprinde 3–7 (în general 5–6) caje continue;

— laminoare treisferturi-continue, care reprezintă o perfecționare a laminoarelor semicontinue, trenul degrosisor cuprinzînd, după caja reversibilă, 1–2 caje nereversibile, iar trenul finisor, 6–7 caje continue. Acest tip a apărut în ultimul timp (Rourkela, Jones & Laughlin-Cleveland, A.T.H.-Beeckerwerth, Nisshin-Kure, Sidmar) și înglobează avantajele laminoarelor continue (capacitate mare de producție și calitate superioară a benzilor) și semicontinue (elasticitate ridicată în exploatare).

Laminoarele moderne de benzi late se construiesc numai pentru fabricarea benzilor în rulouri, astfel că în componența lor nu intră ajustaje de tablă groasă și subțire în flux, care micșorează mult productivitatea instalației.

În funcție de *lungimea tăbliei* cilindrilor, cele mai importante categorii sînt laminoarele de circa 1 700 mm (1 675–1 730 mm) și de circa 2 000 mm (2 000 – 2 030 mm). Laminoarele de circa 1 700 mm acoperă cea mai mare parte a necesarului de benzi sub 4–5 mm grosime (în general peste 90 %). În cazurile cînd sortimentul cuprinde o cantitate însemnată de table peste 1 500 mm lățime (pentru caroserii speciale, țevi mari — cu diametrul peste 450 mm — sudate longitudinal sau table groase pînă la 12–13 mm grosime), se instalează laminoare de circa 2 000 mm și mai mari.

În tabela 2 este centralizată repartizarea laminoarelor de benzi late la cald în exploatare și în construcție, în funcție de componența și lungimea tăbliei.

Tabela 2

Lungimea tăbliei, mm / Componență	Numărul de laminoare, cu lungimea tăbliei de: 900–1 220 mm	1 221–1 475 mm	1 476–1 730 mm	1 731–2 035 mm	2 036–2 690 mm	Total
Continuu	6	6	14	17	10	53
Semicontinuu	4	16	22	9	6	57
Treisferturi-continuu	1	–	2	2	1	6
Total	11	22	38	28	17	116

Caracteristicile de bază

Elementul de bază care determină — direct sau indirect — caracteristicile laminoarelor de benzi late la cald (dimensiunile rulourilor și bramelor, numărul trecerilor și deci al cajelor, diametrul cilindrilor, distanța între utilaje, viteza de laminare, puterea motoarelor, productivitatea) este *greutatea unitară* a rulourilor, adică greutatea totală raportată la lățime.

O dată cu punerea în funcțiune a laminorului continuu 2 030 mm de la Great Lakes (1961), a început o nouă perioadă în construcția laminoarelor de benzi, caracterizată printr-un salt brusc al greutății unitare. Au fost construite și sînt în curs de construcție un număr important de laminoare, avînd o greutate unitară a rulourilor de circa 18 kg/mm (Colvilles, Spencer, Chertal, Sidmar, Algoma, Dunkerque, Beeckerwerth, Taranto, Kawasaki, Fukuyama, Tokai, Yawata, Burns Harbor, Inland, Jones & Laughlin, Great Lakes, Warren, Wheeling, Karaganda), iar în prezent se construiesc o serie de laminoare pentru greutăți unitare ce depășesc 20 kg/mm (Middletown, Granite, Gary-21,6 kg/mm, Youngstown – 22,1 kg/mm). Avantajele greutății ridicate a rulourilor sînt: creșterea productivității la oțelărie și laminoare, precum și reducerea numărului de manipulări și transporturi în toate sectoarele; reducerea consumului de oțel datorită micșorării cantității de șutaje, a capetelor cu dimensiuni în afară de toleranțe și a sudurilor intermediare (la laminoare la rece); îmbunătățirea calității benzilor, datorită măririi gradului de coroiaj și lungirii perioadei stabilizate de laminare (ceea ce ușurează și automatizarea); micșorarea suprafețelor de depozitare, datorită măririi încărcării specifice.

Pentru a realiza reducerea necesară (de la 250 mm la 25–35 mm la trenul degrosisor, respectiv la 1–13 mm la trenul finisor) numărul trecerilor orizontale a fost mărit la 12–13, rezultînd în mod corespunzător numărul cajelor în cazul laminoarelor continue.

În scopul realizării unei temperaturi finale adecvate de laminare și toleranțe corespunzătoare, timpul de laminare la trenul finisor nu trebuie să depășească 80–90 s, ceea ce în cazul unor greutăți unitare de 18–20 kg/mm (și peste), duce la viteze finale de laminare de 15–20 m/s și peste (Gary și Middletown — 20,4 m/s, Youngstown 20,8 m/s). În general, raportul dintre viteza maximă de laminare și greutatea unitară a rulourilor este de 0,8–1,0.

Drept consecință a vitezelor ridicate de laminare și a greutății unitare mari, puterea instalată a motoarelor principale a crescut considerabil, la cele mai noi laminoare depășind 100 000 CP (Inland și Karaganda —

Tabela 1

Nr. crt.	Tara, firma, orașul	Tipul laminorului	Anul intrării în funcțiune (reconstrucției)	Caracteristicile benzilor				Viteza maximă, m/s	Puterea instalată, acționări principale, CP	Capacitatea de producție mii t/an
				Grosimea, mm	Lățimea, mm	Greutatea unitară maximă, kg/mm	Greutatea totală maximă, t			
	ANGLIA									
1	Colvilles Ltd, Ravenscraig	Semicontinuu 1 730 mm	1963	1,2 — 9,5	610—1 570	17,8	27	12,2	50 800	1 500 (finală)
2	John Summers & Sons Ltd, Harwarden Bridge Works, Shotton	Treisferturi-continuu 1 525 mm	1939/1959					12,8	42 700	1 500
3	Richard Thomas & Baldwins Ltd, Ebbw Vale	Continuu 1 420 mm	1938/1959	1,2 — 9,5	530—1 270		5	9,4	36 700	1 500
4	Richard Thomas & Baldwins Ltd, Spencer Works, Llanwern-Newport	Continuu 1 730 mm	1962	1,22—12,7	760—1 570	17,8	27,5	16,6	93 900 (final 101 900)	3 500—4 000 (finală)
5	Steel Company of Wales Ltd, Abbey Works, Port Talbot	Continuu 2 030 mm	1951	1,24— 9,5	685— 1 880	8,9	13,5	10,6	46 850	2 700
	ARGENTINA									
6	Sociedad Mixta Siderurgica Argentina, (SOMISA), San Nicolas	Continuu 1 675 mm	1962	1,5 — 6,35	560—1 500			11,2	40 250	2 000 (finală)
	AUSTRALIA									
7	Broken Hill Comp., Port Kembla	Semicontinuu 2 180/1 675 mm	1955	1,22— 6,35	407—1 570		13,5	11,3	37 750	1 350
	AUSTRIA									
8	Vereinigte Österreichische Eisen und Stahlwerke (VOEST), Linz	Semicontinuu 1 675 mm	1952	1,5 — 6	max. 1 550	7,2	7,5	11,5	32 040	1 000
	BELGIA									
9	Gustave Boel, La Louvière	Semicontinuu 3 300/1 830 mm	În construcție	1,5 — 13	460—1 700	10,7	11,8	10,2 (final 12,2)	46 440 (inițială)	
10	S. A. Cockerill Ougrée, Seraing	Semicontinuu 3 350/1 730 mm	1954	min. 1,26	max. 1 600		10	10,2	31 800	1 000
11	S. A. Métallurgique d'Espérance-Longdoz, Jemeppe-sur-Meuse	Semicontinuu 1 370 mm	1951/1957	1,5 — 6,35	600—1 250		6	8,8	25 000	900
12	S. A. Métallurgique d'Espérance-Longdoz, Chertal	Semicontinuu 2 250 mm (În final treisferturi)	1963	1,5 —12,7	610—2050	16	30	16,1 (inițială)	64 700 (inițială)	3 000 (finală)
13	Sidmar, Gent Zelzate	Treisferturi 2 030 mm	În construcție	1,2 —12,7	600—1900	18	27	16,7 (inițială)	75 700 (inițială)	3 000 (finală)
	BRAZILIA									
14	Companhia Siderurgica Nacional, Volta Redonda	Semicontinuu 1 830/1 270 mm	1943/1959	1,9 — 6	355—1 120			7,6	21 350	750

Tabela 1 (continuare)

Nr. crt.	Țara, firma, orașul	Tipul laminorului	Anul intrării în funcțiune (reconstrucției)	Caracteristicile benzilor				Viteza maximă, m/s	Puterea instalată, acționări principale, CP	Capacitatea de producție, mii t/an
				Grosimea, mm	Lățimea, mm	Greutatea unitară maximă, kg/mm	Greutatea totală maximă, t			
15	Companhia Siderurgica Paulista (COSIPA), Piacaguera	Semicontinuu 2 800/1 675 mm	1963					9,0 (inițială)	28 500 (inițială)	
16	Usinas de Mines Gerais (USIMINAS), Ipatinga	Semicontinuu 3 050/2 030 mm	1964	1,2 —12	max. 1 900			12	31 000 (tren finisor)	
17	*BULGARIA* Kremikovtsi	Semicontinuu 1 700 mm	În construcție							
18	*CANADA* Algoma Steel Corp. Ltd, Sault St. Marie	Semicontinuu 3 100/2 690 mm	1963	1,2 —12,7	610—2 590	17,8	20	11,7	44 200	
19	Dominion Foundries & Steel Ltd, Hamilton	Semicontinuu 2 185/1 675 mm	1954/1965		max. 1 525			12,0	44 290	780 (în 1964)
20	The Steel Co. of Canada Ltd, Hamilton	Semicontinuu 2 800/1 470 mm	1941/1945	1,2 — 9,5	470—1 290	6,7	5,4	10,5	26 500	1 800
21	*R. S. CEHOSLOVACIA* Cuncice	Treisferturi—continuu 1 020 mm	1960	1,3 — 6	300— 800	5	4	13,8	20 630	600 (finală)
22	Kosice	Continuu 1 700 mm	În construcție							3 400 (finală)
23	*R. P. CHINEZĂ* Anșan	Semicontinuu 2 800/1 700 mm	1959	1,8 — 8	600—1 500		7,5	10,2	44 830	1 800
24	*EGIPT* Heluan	Semicontinuu 1 200 mm	În construcție				5	9	31 400	815 (finală)
25	*FRANȚA* Société Lorraine de Laminage continu (SOLLAC), Seremange	Continuu 2 030 mm	1953	1,5 — 8	610—1 880		12	10,6	47 600	2 500
26	Union Siderurgique du Nord de la France (USINOR), Denain	Continuu 1 675 mm	1951	1,5 — 8	610—1 525		8	11,2	40 400	2 000
27	UNISOR — Société Dunkerquoise de Siderurgie, Dunkerque	Continuu 2 030 mm	1964	1,5 —12,7	max. 1 900	16—20	30	17,1	95 880	3 000—4 000 (finală)
28	*R. D. GERMANĂ* Eisenkombinat Ost	Semicontinuu 1 700 mm	În construcție							

29	*R. F. GERMANĂ* August Thyssen Hütte A. G., Duisburg-Hamborn	Continuu 1 700 mm	1955	1,25—10	600—1 500		12	12,8	51 550	2 000
30	August Thyssen Hütte A. G., Duisburg-Beeckerwerth	Treisferturi-continuu 2 250 mm	1964	1,5 —12,7	650—2 050	18	25	15	88 500 (iniţială)	3 000 (finală)
31	Bochumer Verein für Gusstahlfabrikation A. G,. Bochum	Semicontinuu 3 000/1 800 mm	În construcţie	1,5 —12,5	500—1 600	15	24	15,3	87 000	
32	Hoesch A. G., Westfalenhütte, Dortmund	Semicontinuu 1 730 mm	1958	1,5 —10	600—1 580	9	13	13	40 560	1 000 (final 2000)
33	Klöckner A. G., Bremen	Semicontinuu 3 400/2 100 mm (final continuu)	1958	1,5 —12	600—1 950	10	18	11,8	49 100	1 200
34	Salzgitter A. G., Salzgitter — Drütte	Semicontinuu 2 800/2 030 mm (final continuu)	1964	2 —12,7	650—1 900	8 (final 16)	15 (final 30)	11,4 (final 16,2)	64 460 (iniţială)	700 (iniţială)
35	*INDIA* Hindustan Steel Ltd, Rourkela	Treisferturi-continuu 1 700 mm	1961	1,5 —10	600—1 580	9	12	12,8	52 000	1 300
36	*ITALIA* Cosider S. p. A, Taranto	Continuu 1 730 mm	1964	1,2 —12 7	510—1 575	18	27,2	17,0 (iniţială)	90 500 (iniţială)	3 500—4000 (finală)
37	Italsider, Alti Forni e Acciaierie Riunite Ilva e Cornigliano, Cornigliano	Semicontinuu 2 030 mm	1953	1,8 — 5	max. 1 800		10	11,2	45 900	1 200
38	Societa Terni, Stabilimenti Siderurgici, Terni	Semicontinuu 2 440/1 420 mm	1965	1,8 -- 9,5 (oţeluri inoxidabile şi silicioase)	460—1 270	9	8		30 000 (iniţială)	100 t/h oţel aliat 200 t/h oţel carbon
39	*R. F. IUGOSLAVIA* Skopje	Semicontinuu 1 730 mm	În construcţie							
40	*JAPONIA* Fuji Iron and Steel Co. Ldt., Muroran	Semicontinuu 1 420 mm	1957					11,0		1 200
41	Fuji Iron and Steel Co. Ltd, Hirohata	Semicontinuu 2 185 mm	1942/1952	1,6 — 9,5	710—2 100		13,5	10,8	42 100	1 560
42	Kawasaki Steel Corp., Chiba	Semicontinuu 1 420 mm	1958					11,0		1 600
43	Kawasaki Steel Corp., Chiba	Continuu 2 030 mm	1964	1,2 —12,7	610—1 880	16	20	13,3 (final 16,8)	64 150 (final 76 150)	3 000 (finală)
44	Nakayama Steel Works, Funamachi	Semicontinuu 1 065 mm	1960							240
45	Nippon Kokan K. K., Mizue	Semicontinuu 1 730 mm	1959	1,6 — 6				11,2		1 200

Tabela 1 (continuare)

Nr. crt.	Ţara, firma, oraşul	Tipul laminorului	Anul intrării în funcţiune (reconstrucţiei)	Caracteristicile benzilor				Viteza maximă, m/s	Puterea instalată, acţionări principale, CP	Capacitatea de producţie, mii t/an
				Grosimea, mm	Lăţimea, mm	Greutatea unitară maximă, kg/mm	Greutatea totală maximă, t			
46	Nippon Kokan K. K. Fukuyama	Continuu 2 030 mm	În construcţie	1,19—12,7	460—1 880			15,3 (final 16,8)	tren finisor 48 000 (final 55 000)	
47	Nisshin Steel Works, Kure	Continuu 915 mm	1956							540
48	Nisshin Steel Works, Kure	Treisferturi-continuu 1 830/1 525 mm	În construcţie	1,0 —12,7	510—1 320	14		14,4	35 000 (tren finisor)	
49	Sumitomo Metal Industries Ltd, Wakayama	Semicontinuu 2 030 mm	1962	1,22—12,7	560—1 880	16	18,2	12,5	50 325	
50	Tokai Iron and Steel Co. Ltd, Nagoya	Continuu 1 730 mm	1963	1,0 —12,7	570—1 560	16	25	15,2 (final 16,5)	74 400 (final 79 400)	3 300 (finală)
51	Yawata Iron and Steel Co. Ltd, Tobata	Continuu 1 090 mm	1941/1955							960
52	Yawata Iron and Steel Co. Ltd, Tobata	Semicontinuu 2 030 mm	1958					12,0		1 200
53	Yawata Iron and Steel Co. Ltd, Sakai	Continuu 1 420 mm	1964	1,2 —12,7	508—1 270	16	20	15,7	74 050 (final 79 050)	3 000 (finală)
54	*MEXIC* Altos Hornos de Mexico S. A. Monclava	Semicontinuu 1 675 mm	În construcţie					11,6 (iniţială)		
55	C. I. A. Fundidora de Fierro Y Acero de Monterrey S. A., Monterrey	Semicontinuu 2 030/1 675 mm	1961				9	9,0 (iniţială)	24 600 (iniţială)	900 (iniţială)
56	*OLANDA* Breedband N. V., Ijmuiden	Semicontinuu 1 420 mm	1953	1,22— 6	max. 1 320	8,9	7	11,7	30 100	1 500
57	*R. P. POLONĂ* Nova Huta Lenina, Cracovia	Continuu 1 700 mm	1956	1,8 — 6	600—1 500		5,5	8,85	36 800	1 500
58	*SPANIA* Altos Hornos de Vizcaya S. A., Bilbao	Semicontinuu 1 675 mm	În construcţie	1,8—10	500—1 550	7	10	11,2 (final 13)	33 500 (final 38 000)	1 500 (finală)
59	*STATELE UNITE ALE AMERICII* Allegheny Ludlum Steel Corp., Brackenridge	Semicontinuu 1 420 mm	1953	min. 1,22	max. 1 290	9,8	6	9,8	33 250	550
60	Armco Steel Corp., Ashland	Continuu 2 030 mm	1953/1964			7,3	10	10,0	56 000	1 070 (în 1963)

61	Armco Steel Corp., Butler	Semicontinuu 1 475 mm	1958	1,27– 5,7	305–1 320		8	10,3	34 200	550
62	Armco Steel Corp., Middletown	Continuu 2 030 mm	1928/1958	1,5 – 9,5	650–1 875		13,5	11,0	55 450	2 000
63	Armco Steel Corp., Middletown	Continuu 2 030 mm	În construcţie	1,27–12,7	max. 1 930		37	20,4	132 250	peste 3 600 (finală)
64	Beethlehem Steel Co. Burns Harbar	Continuu 2 030 mm	În construcţie	1,25–12,7	610–1 900	17,8	37,5	19,0	111 870	4 000 (finală)
65	Beethlehem Steel Co. Lackawanna	Continuu 2 005 mm	1935/1954	max. 4,76	max. 1 880	8	9	10,1	46 300	2 400
66	Beethlehem Steel Co. Sparrows Point	Continuu 1 470 mm	1937/1961	1,2 –12,7	355–1 220	10,1	12,5	10,2	35 450	2 000
67	Beethlehem Steel Co. Sparrows Point	Continuu 1 730 mm	1947/1965	min. 1,27	406–1 570	10	12,5	10,8	53 900	2 900
68	Crucible Steel Co. of America, Midland	Semicontinuu 1 420 mm	1949/1961	1,8 – 9,5	406–1 270	12,5	9,5	10,0 (iniţială)	36 000 (iniţială)	540
69	Detroit Steel Corp. Portsmouth	Semicontinuu 1 420 mm	1953	1,5 – 6,35	455–1 270		9,9	10,2	29 600	1 000
70	Empire Reeves Steel Corp. Mansfield	Semicontinuu 1 450 mm	1952/1962	min. 2,03	480–1 295		4	8,4	29 500	600
71	Ford Motor Co. Dearborn	Continuu 1 675 mm	1936/1961				7,5	11,9	42 200	1 500
72	Granite City Steel Co. Granite City	Semicontinuu 2 285 mm	1937/1953	1,53–12,7	610–1 880		9,8	7,95	28 550	1 260
73	Granite City Steel Co. Granite City	Continuu 2 030 mm	În construcţie	1,21–12,7	610–1 930		36	19,1	105 000	
74	Inland Steel Co. Indiana Harbor Works, East Chicago	Continuu 1 195 mm	1938	min. 1,22	228–1 065	6,2	6,3	10,4	27 050	1 800
75	Inland Steel Co. Indiana Harbor Works, East Chicago	Continuu 2 005 mm	1932	min. 1,52	760–1 830	6,2	7,9	7,0	41 950	1 200
76	Inland Steel Co. Indiana Harbor Works, East Chicago	Continuu 2 030 mm	1965	1,5 – 9,5	500–1 910	19,7	37,5	19,7	103 800	3 300 (finală)
77	Jones & Laughlin Steel Corp., Aliquippa	Semicontinuu 1 145 mm	1957	1,22– 9,5	240–1 055	11,5	10,8	12	26 350	1 100
78	Jones & Laughlin Steel Corp., Cleveland	Semicontinuu 1 955 mm	1931/1958	1,22– 9,5	610–1 830		11,2	10,7	31 100	1 500
79	Jones & Laughlin Steel Corp., Cleveland	Treisferturi-continuu 2 030 mm	1964	1,2 – 9,5	456–1 880	17,8	27	19,1	84 450	
80	Jones & Laughlin Steel Corp., Pittsburgh	Continuu 2 440 mm	1937/1950	1,22–4,75	560–2 340		4,5	10,5	39 450	1 600

Tabela 1 (continuare)

Nr. crt.	Țara, firma, orașul	Tipul laminorului	Anul intrării în funcțiune (reconstrucției)	Caracteristicile benzilor				Viteza maximă, m/s	Puterea instalată, acționări principale, CP	Capacitatea de producție, mii t/an
				Grosimea, mm	Lățimea. mm	Greutatea unitară maximă, kg/mm	Greutatea totală maximă, t			
81	Kaiser Steel Corp. Fontana	Continuu 2 185 mm	1951/1958	1,22— 9,5	610—1 830		15,7	10,5	61 880	2 800 (finală)
82	Mc Louth Steel Corp. Trenton	Semicontinuu 1 525 mm	1954	1,5 — 9,5				11,7	36 000	1 600
83	National Steel Corp. Great Lakes Steel Corp. Ecorse	Continuu 965 mm	1930	min. 1,52				7,4	20 550	860
84	National Steel Corp. Great Lakes Steel Corp. Ecorse	Continuu 2 030 mm	1961	1,22—12,7	510—1 880	17,8	31,5	15,2	98 000	3 250
85	National Steel Corp. Great Lakes Steel Corp. Ecorse	Continuu 2 490 mm	1936	1,52— 6,5			11,2	10,4	39 450	2 180
86	National Steel Corp. Weirton Steel Div, Weirton	Continuu 1 370 mm	1927/1955	min. 1,22	610—1 240	14,7	13,5	12,2	60 200	2 700
87	Pittsburgh Steel Co. Allenport	Semicontinuu 1 675 mm	1953/1964	1,52—4,75	510—1 520	8,9	13,5	11,3	34 900	820 (în 1963)
88	Republic Steel Corp. Cleveland	Continuu 2 490 mm	1938/1957	1,2 — 9,5	700—2 460		10,8	10,7	52 000	2 400
89	Republic Steel Corp. Gadsden	Semicontinuu 1 370 mm	1957/1965	1,5 — 6,35	610—1 270		6,7	10,2	31 950	1 050 (în 1964)
90	Republic Steel Corp. Warren	Semicontinuu 1 475 mm	1961	1,22—12,7	355—1 320	17	22,5	12,3 (finală 15,2)	49 500 (finală 54 500)	2 160
91	Republic Steel Corp. Youngstown	Semicontinuu 1 220 mm	1947	1,82— 4,75	355—1 065		4,5	8,9	11 000	570
92	Sharon Steel Co. Farrell	Semicontinuu 1 525 mm	În construcție		510—1 420		24	10,7 (finală 14)		
93	United States Steel Corp. Central Operations, Mac Donald Works, Youngstown	Continuu 1 090 mm	1935					10,3	30 450	1 050
94	United States Steel Corp. Fairless	Continuu 2 060 mm	1953	1,2 — 6,35	406—1 880	10,5	12,6	11,8	61 250	3 000
95	United States Steel Corp. Gary Sheet & Tin Mills, Gary	Continuu 2 030 mm	1935/1948	1,2 — 9,5	560—1 900	8	10,3	10,8	44 100	2 500
96	United States Steel Corp. Gary Sheet & Tin Mills, Gary	Continuu 2 130 mm	În construcție	1,2 — 9,5	460—1 930	21,6	34	20,4	124 100	4 500 (finală)
97	United States Steel Corp. Gary Steel Works & Furnaces, Gary	Continuu 965 mm	1926/1958	1,2 — 9,5	240—810		3,8	10,1	22 800	330

98	United States Steel Corp. Geneva Division, Geneva	Semicontinuu 3 350 mm	1944/1949	1,5 —12,7	660—1 900	12,4	25	11,7	44 250	1 600
99	United States Steel Corp. Irvin Works, Dravosburg	Continuu 2 055 mm	1938	1,3 — 6,3	1 080—1 855		8,2	10,2	45 200	2 500
100	United States Steel Corp. South Works, Chicago	Continuu 2 540 mm	1931	1,6 — 8	max. 1 830			5,1	28 860	760
101	United States Steel Corp, Tennessee Coal and Iron Div., Fairfield	Semicontinuu 1 730 mm	1938/1965	1,17— 9,5	485—1 580		28	13,2	33 500 (tren finisor)	1 200 (în 1964)
102	Wheeling Steel Corp. Steubenville	Continuu 1 675 mm	1929/1940				5,4	9,8	34 500	1 350
103	Wheeling Steel Corp. Steubenville	Continuu 2 030 mm	1965	min. 1,21	max. 1 880	17,8	34	15,6	68 250 (iniţială)	2 400 (iniţială)
104	The Youngstown Sheet & Tube Co. Campbell Works, Youngstown	Continuu 2 005 mm	1932/1961	max. 9,5	max. 1 880	11,5	18	11,6	67 800	2 600
105	The Youngstown Sheet & Tube Co. Indiana Harbor Works, East Chicago	Continuu 1 370 mm	1939	1,22— 9,5	max. 1 290		8,1	10,5	31 250	1 600
106	The Youngstown Sheet & Tube Co. Indiana Harbor Works, East Chicago	Continuu 2 130 mm	În construcţie	1,19—12,7	460—1 930	22,1	43	20,8	13 500	4 500 (finală)
107	*SUEDIA* Domnarfvets Jernverks, Domnarfvet	Semicontinuu 2 600/1 850 mm	1961	min. 1,8	max. 1 680		17	111,2	33 000	
108	*R. P. UNGARĂ* Dunai Vasmü, Dunaujváros	Semicontinuu 1 700 mm	1960	1,8 — 6	600—1 500		5,5	8,85 (iniţială)	26 750 (iniţială)	700
109	*UNIUNEA SOVIETICĂ* Celiabinsk	Semicontinuu 2 300/1 700 mm	1963	2—8	600—1500		4	10,0	52 020	1 200
110	Cerepoveţk	Semicontinuu 2 800/1 700 mm	1960	1,8 — 8	600—1 500		7,5	10,2	44 830	1 800
111	Karaganda, Temir — Tai	Continuu 1 700 mm	În construcţie	1,5 —12	700—1 550	17	23	18,0	103 990	4 500
112	V. I. Lenin, Jdanov, Mariupol	Continuu 1 700 mm	1960	1,2— 10	700—1 500		8,5	11,2	71 810	3 500
113	M. M. K., Magnitogorsk	Continuu 1 450 mm	1953	1,5 — 4	600—1 300		5	7,8	30 880	1 300
114	M. M. K., Magnitogorsk	Continuu 2 500	1960	1,5 —12	1 000—2350		10	12,1	61 100	3 850
115	Zaporojstal, Zaporoje	Continuu 1 675 mm	1936/1957	2—6	max. 1 500		7,5	9,0 (finală 12)	37 250 (final 68 000)	2 000 (final 2500)
116	*UNIUNEA SUD-AFRICANĂ* South African Iron and Steel Industrial Corp. (ISCOR), Vanderbijlpark	Semicontinuu 2800/1475 mm	1943/1965	1,9—9,5	610—1 270		13,6	14,0	43 000 (finisor 36 000)	700 (în 1964)

104 000 CP, Granite — 105 000 CP, Burns Harbor — 111 000 CP, Gary — 124 000 CP, Middletown — 132 000 CP, Youngstown — 135 000 CP). Puterea instalată şi viteza maximă de laminare sînt legate între ele la cele mai multe laminoare moderne prin relaţia $P : V = (2,5-3,5)\ B$, unde B este lungimea tăbliei, în mm.

Laminoarele moderne au capacităţi foarte mari de producţie, şi anume : cele semicontinue 2 — 2,5 mil. t/an, cele treisferturi-continue şi continue peste 3 mil. t/an, cele mai noi instalaţii fiind proiectate pentru producţii de peste 4 mil. t/an (Gary Youngstown şi Karaganda 4,5 mil. t/an). La laminorul 2 030 mm de la Great Lakes s-au realizat, în ianuarie 1963, producţii de 995 t/h şi 5 900 t/schimb.

Distanţele între cajele degrosisoare ale laminoarelor continue, între trenul degrosisor şi finisor, precum şi între trenul finisor şi înfăşurătoare fiind determinate de greutatea unitară a rulourilor, lungimea totală a laminoarelor moderne a crescut mult. Astfel, distanţa între primul cuptor cu propulsie şi ultimul înfăşurător este de 550 — 800 m, în cazul laminoarelor continue moderne, respectiv de 450 — 600 m, în cazul laminoarelor semi- şi treisferturi continue.

Pentru a ilustra evoluţia în timp a laminoarelor de benzi late, în tabela 3 au fost centralizate caracteristicile principale ale laminoarelor continue construite în trei perioade : 1930—1935, 1950—1955 şi 1961—1965. O evoluţie similară se remarcă şi la laminoarele semi- şi treisferturi-continue.

Materia primă şi încălzirea ei

Benzile se laminează din brame obţinute la slebinguri universale sau — mai rar — la bluming-slebinguri. Greutăţile unitare ridicate ale rulourilor au impus mărirea considerabilă a dimensiunilor bramelor, care au pînă la 250 mm grosime (excepţional pînă la 300 mm), 9—12 m lungime (Granite Middletown 10 m, Youngstown 11 m, Gary 12,2 m) şi — în funcţie de lăţime — — max. 20 — 43 t greutate (Great Lakes 32 t, Wheeling 34 t, Gary 35 t, Middletown 37 t, Burnsttarbor 37,5 t, Inland 38 t, Youngstown 43 t). La laminoarele moderne nu se aplică treceri de lăţire, astfel că lăţimea bramelor este apropiată de lăţimea maximă a benzilor, la unele laminoare depăşind deci 2 m (Beeckerwerth — 2 050 mm, Chertal — 2 080 mm).

În scopul asigurării unei suprafeţe bune a benzilor, tehnologia modernă de laminare a bramelor se bazează pe flamarea la cald în flux a întregii suprafeţe, urmată de controlul şi eventual curăţarea suplimentară (manuală sau mecanizată) la rece. Manipularea bramelor în depozit se face cu poduri rulante cu cleşte, de 100—150 t capacitate, care au productivităţi

Tabela 3

Caracteristica	Valoarea caracteristicii în perioada		
	1930—1935	1950—1955	1961—1965
Greutatea unitară maximă a rulourilor, kg/mm	6—7	10—12	18—22
Greutatea maximă a bramelor (şi rulourilor), t	5—8	12—14	20—43
Grosimea maximă a bramelor, mm	150—170	200—220	250—300
Lungimea maximă a bramelor, m	5—5,5	6—6,5	9—12
Grosimea minimă a benzilor, mm	1,5—2	1,2—1,5	1—1,2
Grosimea maximă a benzilor, mm	4—5	8—10	12—13
Diametrul exterior maxim al rulourilor, mm	1 000—1 200	1 300—1 500	1 800—2 100
Numărul cajelor orizontale degrosisoare	4	4—5	5—6
Numărul cajelor finisoare	6	6	6—7
Diametrul cilindrilor de lucru ai cajelor degrosisoare, mm	510—915	650—1 050	915—1 270
Diametrul cilindrilor de lucru ai cajelor finisoare, mm	470—620	625—675	700—775
Diametrul cilindrilor de sprijin, mm	1 065—1 245	1 245—1 370	1 500—1 600
Viteza maximă de laminare, m/s	6—8	10—12	15—21
Puterea instalată a motoarelor principale, 10^3 CP	25—35	50—60	90—135
Lungimea căii cu role intermediare, m	25—40	50—75	100—130
Lungimea căii cu role de evacuare, m	80—90	110—120	145—160
Lungimea totală a laminorului, m	300—320	400—470	550—800
Capacitatea de producţie, mil. t/an	1—1,5	2—2,7	3—4,5

ridicate și permit o utilizare rațională a suprafețelor de depozitare.

Încălzirea bramelor se face în cuptoare cu propulsie de construcție modernă, caracterizate printr-un număr mare de zone de încălzire (în general 5) cu reglare automată independentă, recuperatoare metalice și productivitate specifică ridicată (700 — 800 kg/m^{2}h). Productivitățile mari ale laminoarelor noi necesită capacități de încălzire pînă la 1 000 — 1 400 t/h, ceea ce se realizează prin 4—5 cuptoare avînd suprafața vetrei de 300—420 m^2 (lățimea 9,8—12,8 m și lungimea 30,5—32 m) și productivități de 200—250 t/h și peste (Gary Middletown, Granite și Youngstown 270 t/h, Burns Harbor 285 t/h). Ca elemente noi în construcția cuptoarelor se remarcă folosirea răcirii fierbinți a șinelor de glisare (Dortmund, Spencer, Dunkerque), a șinelor de glisare izolate cu materiale refractare metalice, ceramice sau plastice (Dortmund, Taranto), ceea ce asigură o încălzire mai uniformă și reduce consumul de combustibil și apă de răcire, precum și folosirea unor mașini de scos brame din cuptor (Beeckerwerth, Inland, Gary, Sidmar, Middletown, Youngstown), reducînd astfel șocurile pe calea cu role și oxidarea metalului în cuptor.

Pentru alimentarea cu brame a cuptoarelor cu propulsie, pe lîngă soluția clasică — cu destivuitoare — , se folosește deseori stivuirea pe un grătar și depunerea individuală a bramelor pe calea cu role cu macarale semiportale (Spencer, Colvilles, Beeckerwerth, Dunkerque). Această soluție reduce investițiile și permite stocarea unei cantități importante de brame. Pentru evacuarea bramelor, în cazul deranjamentelor și golirii cuptoarelor, laminoarele moderne sînt prevăzute cu stivuitoare și cărucioare de transport, amplasate la capătul căii cu role de descărcare.

Trenul degrosisor

Prima parte a trenului degrosisor al laminoarelor moderne (independent de tipul lor), cuprinde o cajă verticală și o cajă orizontală duo, uneori însă instalarea lor este prevăzută pentru o dată ulterioară. Caja verticală are acționare inferioară sau superioară (mai rar) și servește pentru destunderizare și pentru reducerea numărului de formate de brame prin aplicarea unor presiuni de circa 50 mm. Caja orizontală duo, pe lîngă funcția ei veche de destunderizare, permite aplicarea unor reduceri mari (20—25 %), iar la unele laminoare se efectuează două treceri (în același sens) la această cajă pentru a mări greutatea bramelor și productivitatea (Warren, Dunkerque).

Cajele nereversibile 2—5 (sau 2—6) ale laminoarelor continue și 1 (sau 1—2) ale laminoarelor treisferturi-continue, precum și caja reversibilă a laminoarelor semi- și treisferturi-continue sînt în general de tip cvarto pentru a mări rigiditatea și sînt universale (sau prevăzute cu caje verticale auxiliare) pentru controlul lățimii materialului (cilindrii verticali au diametrul de 600—865 mm la cajele nereversibile și de 800 — 1 100 mm, la cajele reversibile, fiind acționați de motoare de curent continuu de 200—600 CP, respectiv 1 250 — 2 700 CP). Se menționează însă că uneori caja 2 sau 2 și 3 ale unor laminoare continue (Inland, Yawata, Kawasaki, Taranto, Burns Harbor, Youngstown) sau caja reversibilă a unor laminoare treisferturi-continue (Beeckerwerth) sînt de tip duo, în scopul utilizării unor diametre mari (deci și a unor reduceri mari) fără a îngreuia excesiv cajele, asigurînd în același timp o formă corespunzătoare semifabricatului obținut la trenul degrosisor, prin faptul că aceste caje sînt urmate de cel puțin 2 caje degrosisoare cvarto.

Cajele nereversibile sînt acționate prin intermediul reductoarelor și cajelor de angrenaj de motoare sincrone, avînt turații de 360—514 rot/min și permițînd o supraîncărcare de 200—250 %. Cajele reversibile sînt acționate direct de motoare individuale (acționare geamănă), care au turații de bază de 34—70 rot/min (în general 40—50 rot/min), turații maxime de 68—140 rot/min (în general 80—100 rot/min), un raport între turații de 2 — 2,5, permit o supraîncărcare de 150—200% și sînt alimentate în general de la redresori. Puterea instalată a acționărilor principale ale trenurilor degrosisoare este de 30 000 — 57 000 CP, la laminoarele continue, de 14 000 — 24 000 CP, la cele semicontinue, și de 21 000—35 000 CP, la cele treisferturi-continue.

În tabela 4 sînt centralizate caracteristicile principale ale trenurilor degrosisoare ale laminoarelor moderne de benzi, instalate în perioada 1961—1965.

Pentru a asigura o suprafață bună a materialului, la toate cajele degrosisoare sînt instalate ajutaje superioare și inferioare cu apă la presiune înaltă (100—125 at, în ultimul timp 115—125 at), și anume : în spatele cajei verticale și orizontale de destunderizare, de ambele părți ale cajelor reversibile și în fața cajelor universale nereversibile. Eficacitatea destunderizării este asigurată cînd debitul specific este de circa 10 l/cm la fiecare cajă.

Trenul finisor

Calea cu role dintre trenul degrosisor și finisor are o lungime de 100—130 mm și este prevăzută cu un dispozitiv de evacuare a semifabricatelor (cu împingător : Great Lakes, Spencer, Dunkerque, Chertal, Inland, Burns Harbor sau cu aruncător : Sidmar) în cazul deranjamentelor.

Foarfecele de șutare este dimensionat pentru grosimi maxime de 32—40 mm (Chertal 35 mm, Great Lakes, Inland și J & L — Cleveland 38 mm, Beeckerwerth 40 mm), este în general cu

Tabela 4

Denumirea	Diametrul cilindrilor, mm		Lungimea tăbliei cilindrilor, mm	Forța maximă de laminare, tf	Viteza de laminare, m/s	Acționarea principală	
	De lucru	De sprijin				Puterea, CP	Momentul maxim (raportat la cilindri), tfm
Caja verticală de deștunderizare	1 000–1 145 (în gen. $\geqslant$ $\geqslant$ 1 120)		335–1 000 (în gen. 450–500)	300 — 800 (în gen. 300—400)	0,9–1,1	1 000–4 800 (în gen. 1 000–1 500)	100–200
Caja orizontală 1	900–1 220 (în gen. $\geqslant$ $\geqslant$ 1 120)		1 475–2 130	1 200–2 500	1,0–1,2	1 600–5 000 (în gen. 4 000– 5 000)	300–700
Laminoare continue							
Caja orizontală 2	1 000–1 270 (în gen. $\geqslant$ $\geqslant$ 1 120)	1 370–1 525 (în gen. 1 525)	1 420–2 130 (în gen. $\geqslant$ $\geqslant$ 1 700)	2 000–3 000	1,0–1,3	4 000–10 000	450–800
Caja orizontală 3	915–1 270 (în gen. $\geqslant$ $\geqslant$ 1 120)				1,0–1,75	5 000–10 000	400–800
Caja orizontală 4	915–1 120				1,7–2,65	6 250–11 000	300–700
Caja orizontală 5	915–1 120				2,2–3,15	6 250–11 000	200–550
Caja orizontală 6	915–1 120				2,8–4,0	6 250–11 000	200–450
Laminoare semicontinue							
Caja orizontală reversibilă	900–1 200	1 370–1 600	1 475–3 000	2 000–3 500	4,8–6,6	8 000–19 000	400–800
Laminoare treisferturi — continue							
Caja orizontală reversibilă	900–1 220 (în gen. $\geqslant$ $\geqslant$ 1 150)	1 300–1 525 (în gen. 1 525)	1 800–2 250	2 000–3 000	3,6–5,6	8 000–12 000	300–600
Caja orizontală nereversibilă 1–2	900–925			2 000–2 500	2,5–3,0	8 000–12 500	200–500

tambur rotativ și este sincronizat cu trenul finisor pentru a permite și șutarea capetelor posterioare, avînd o viteză maximă de 2 — 3 m/s și fiind acționat de motoare de 215—550 CP. Pentru a reduce șocurile în trenul finisor, cuțitele sînt curbate sau în unghi, iar la unele laminoare se atașează un dispozitiv de stivuire pentru semifabricate rebutate. La cele mai noi laminoare, foarfecele are comandă automată (la Spencer prin automatizarea foarfecelui pierderile prin șutare au scăzut cu 50% și temperatura optimă de laminare s-a putut respecta mai ușor prin evitarea întîrzierilor la foarfece).

Pentru deștunderizarea benzii, în fața trenului finisor se folosește o caja orizontală duo avînd cilindrii cu diametrul de 700—725 mm, acționați de motoare de circa 500 CP sau — în special în ultimul timp —, dispozitive de deștunderizare cu role. În ambele cazuri, efectul mecanic de deștunderizare este completat cu apă sub presiune (100—140 at), debitată de două rînduri de ajutaje superioare și inferioare. La laminoarele noi, în scopul îmbunătățirii deștunderizării, sînt plasate ajutaje cu apă sub presiune înaltă și în spatele primelor 2—3 caje finisoare (Great Lakes, Dunkerque, Beeckerwerth, Chertal, Taranto).

Trenul finisor propriu-zis cuprinde 6—7 caje cvarto la laminoarele continue și treisferturi-continue, respectiv 5—7 caje cvarto la cele semicontinue (cu excepția laminorului de la Terni, care inițial are 4 caje), caracteristicile lor fiind date în tabela 5. Cajele sînt de construcție rigidă (secțiunea cadrelor cca. 6 500 cm^2, greutatea 125—140 t) pentru a asigura o uniformitate a grosimii. Cajele sînt acționate de motoare de curent continuu, deseori cu 2—3 rotoare, avînd o putere instalată de 36 000 — —73 000 CP, la laminoarele continue, de 21 000 — — 65 000 CP (în general 30 000 — 48 000 CP), la cele semicontinue și de 35 000 — 54 000 CP, la cele treisferturi-continue. Motoarele sînt alimentate independent de la redresori și permit o supraîncărcare de circa 25% pe perioade de 2—3 ore, respectiv de circa 100% pe perioade scurte (1—2 min). Raportul dintre turația maximă și minimă este de 1,7 — 2,6 (în general 2 — 2,5). Pe lîngă soluția clasică de acționare prin reductor și cajă de angrenaj (care permite utilizarea aceluiași tip de motor la mai multe caje), se folosește și acționarea directă, numai prin cajă de angrenaj (Spencer, Colvilles, Salzgitter, Karaganda), simplificînd astfel par-

Tabela 5

Caja nr.	Dimensiunile cilindrilor, mm		Lungimea tăbliei cilindrilor, mm	Forța maximă de laminare, tf	Viteza de laminare, m/s		Acționarea principală	
	De lucru	De sprijin			Minimă	Maximă	Puterea, CP	Momentul maxim (raportat la cilindri), tfm
Caja 1	635–775 (în gen. 725)	1 370–1 550 (în gen. 1 525)	1 420–2 690 (în gen. 1 700–2 250)	2 000–3 000	1,0–1,7	1,9–4,1	5 000–11 000	100–220
Caja 2					1,3–2,4	3,0–6,1	6 000–11 000	80–165
Caja 3					2,2–3,6	4,8–8,4	6 000–11 000	50–115
Caja 4					3,3–4,7	7,4–11,8	6 000–11 000	35–85
Caja 5					4,1–6,6	10,0–16,6	5 000–11 000	30–55
Caja 6					5,0–8,4	11,7–19,7	5 000–11 000	25–45
Caja 7	700–725				6,0–9,6	15,0–20,4	5 330– 9 550	20–35

tea mecanică. La cele mai noi laminoare cu viteze foarte ridicate, ultimele caje sînt prevăzute cu multiplicatoare de turație (Inland, Burns Harbor, Middletown, Gary, Youngstown) astfel că în viitor acționarea directă se va aplica rar.

Trenurile finisoare ale tuturor laminoarelor moderne sînt prevăzute cu reglarea automată a grosimii pe lungimea benzii prin comanda șuruburilor de presiune și a vitezelor de laminare, în care scop sînt prevăzute cu o serie de dispozitive de măsurare (mesdoze, aparate cu raze X), iar unele laminoare (Warren, Crucible, Sumitomo, Algoma, Tokai) au dispozitive hidraulice pentru comanda rapidă a șuruburilor de presiune pe distanțe scurte (sistemul Wheeler). Metoda de reglare automată a grosimii se bazează pe măsurarea indirectă a grosimii, prin intermediul forței de laminare și al poziției șuruburilor de presiune (gagemeter), care are avantajul eliminării decalajului între momentul laminării și măsurării (deci precizie mai mare) și al unei siguranțe mai mari în exploatare. Se utilizează însă și măsurarea directă cu raze X, dar nu pentru reglare, ci pentru etalonare și pentru recalibrare, în funcție de temperatura, uzura și saltul cilindrilor. În ultimul timp au fost încercate dispozitive hidraulice pentru reglarea săgeții cilindrilor de lucru (J & L — Pittsburgh, Fukuyama), în scopul reglării grosimii pe lățimea benzii, care sînt eficace în special la laminoare late, iar la Burns Harbor a fost prevăzută posibilitatea reglării săgeții cilindrilor de sprijin, metodă care are o mare eficacitate.

Regulatoarele de buclă sînt acționate hidraulic (Warren-Crucible, Spencer, Colvilles, Dunkerque, Tokai, Chertal, Taranto), pneumatic (Algoma, Great Lakes Salzgitter, Inland) sau electromecanic (J & L—Cleveland, Beeckerwerth, Fukuyama, G. Boel, Sidmar) sînt introduse în circuitul de comandă automată a trenului finisor, și construcțiile moderne se bazează pe inerție redusă și asigurarea laminării cu tensiune mică și constantă, independent de poziția rolei regulatorului.

Cajele finisoare sînt răcite cu cantități foarte mari de apă (Dunkerque 7 200 m^3/h) la presiune variabilă, de maximum 14—25 at (Taranto 14 at Chertal și Beeckerwerth 15 at, Great Lakes 17,5 at, Dunkerque 25 at), pentru a putea modifica efectul de răcire în funcție de condițiile de laminare.

La unele laminoare moderne (Tokai, Inland, Burns Harbor, Youngstown, Nisshin) trenul finisor este prevăzut cu mecanisme de schimbare rapidă a cilindrilor de lucru, constînd dintr-un împingător și o masă turnantă pentru două garnituri de cilindri, care permite schimbarea cilindrilor la toate cajele în 5—10 min, în loc de circa 30 min.

Înfășurarea și evacuarea rulourilor

Calea cu role de evacuare are 120—160 m lungime și este de construcție specială pentru a permite conducerea sigură a benzilor foarte subțiri la viteze ridicate (rolele au diametrul și pasul mic — circa 300 mm, respectiv 450 — — 475 mm, — acționare individuală fără reductor și sînt concave sau cu axa înclinată alternativ în plan vertical și orizontal, lipsesc plăcile de acoperire). O porțiune de circa 100 m și peste (Dunkerque 120 m, Taranto 140 m) a căii cu role este prevăzută cu instalații de stropire cu ajutaje superioare (presiunea 10—

—21 at) şi inferioare (presiunea 2—5 at) pentru a răci banda de la temperatura de laminare (circa 900°C) la temperatura optimă de înfăşurare (max. 650°C). La Jones & Laughlin—Cleveland a fost introdusă o soluţie nouă pentru stropirea benzii, constînd în curgerea liberă a apei dintr-un rezervor montat deasupra căii cu role, prin intermediul unor distribuitoare. Înfăşurătoarele laminoarelor moderne sînt subterane, cu tambur rotativ (diametrul 700—760 mm, viteza 16—22 m/s, puterea 300—750 CP), în general numai cu două role de curbare (Great Lakes, Warren, Spencer, Colvilles, Dunkerque, Algoma, Taranto etc.) şi pot fi scoase din flux pentru reparaţii fără oprirea laminorului. Procesul de înfăşurare trebuie să asigure un rulou compact şi fără telescopicitate, ceea ce se obţine prin ghidarea şi introducerea corectă a benzii, retragerea rapidă a rolelor de curbare după înfăşurarea a cîteva spire, înfăşurarea numai cu ajutorul tamburului, apropierea rolelor de presare la sfîrşitul înfăşurării, strîngerea tamburului şi scoaterea ruloului de pe tambur nu prin împingere, ci cu ajutorul unui cărucior cu role de sprijin, care depune ruloul pe scaunul cu role al răsturnătorului. Înfăşurarea benzilor la laminoarele moderne cu viteza ridicată (Spencer, Dunkerque, Inland, Beeckerwerth, Taranto etc.) se face după o tehnologie nouă, constînd din laminarea cu viteză relativ redusă (10—12 m/s) pînă cînd capătul benzii este introdus în înfăşurător, iar după formarea a cîteva spire, accelerarea întregului ansamblu (tren finisor, cale cu role de evacuare, înfăşurător) pînă la viteza maximă de laminare.

Rulourile sînt depuse de răsturnătoare pe transportorul cu lanţuri pentru răcire şi evacuare în depozit, astfel construit ca să nu existe o mişcare relativă între rulou şi plăcile transportorului. In fluxul transportorului este introdus un cîntar automat şi o instalaţie automată de legare (Warren, Beckerwerth, Inland, Taranto), iar pe parcurs se face controlul şi marcarea rulourilor. Rulourile finite sînt manipulate în depozit cu poduri rulante, cu cleşte special sau magneţi.

Automatizarea

Dintre toate tipurile de laminoare, cele de benzi late la cald au ajuns la automatizarea cea mai avansată. Dacă pînă recent automatizarea se aplica numai pe grupe de utilaje (în special comanda cajelor reversibile pe bază de cartele şi benzi perforate sau magnetice şi reglarea automată a grosimii la trenul finisor), în prezent se aplică din ce în ce mai mult automatizarea integrală şi complexă, constînd din conducerea şi optimizarea procesului tehnologic de la alimentarea cuptoarelor cu propulsie cu brame pînă la cîntărirea rulourilor pe transportorul de evacuare, cu ajutorul maşinii electronice de calcul (Great Lakes, Spencer, Inland, Wheeling). Sarcinile maşinii de calcul sînt următoarele: supravegherea parametrilor de bază (la cuptoare la caje şi la desţunderizare, dimensiunile benzii) şi emiterea semnalelor de alarmă ; conducerea materialului şi comanda mecanismelor ; reglarea automată şi optimizarea procesului tehnologic (încălzirea în cuptoare, reducerea grosimii şi lăţimii, vitezele de laminare, tăierea optimă a capetelor, reglarea automată a grosimii la trenul finisor, temperatura de laminare finală şi de înfăşurare) pe baza informaţiilor primite de la aparate şi dispozitive de măsurat temperaturi, forţe, puteri, grosimi, lăţimi etc. ; înregistrarea, prelucrarea şi transmiterea datelor care caracterizează procesul tehnologic.

În prezent, sînt instalate maşini electronice de calcul pentru automatizarea parţială sau integrală a laminoarelor de benzi de la Great Lakes, Mc. Louth, Crucible, Spencer, Inland, Wheeling, Detroit şi sînt în curs de instalare la Sparrows Point—laminorul de 1 470 mm, Dortmund, Port Talbot şi Bochum. La Spencer, maşina de calcul a laminorului de benzi este legată de maşina de programare a oţelăriei şi laminoarelor căreia îi transmite informaţii şi de la care primeşte programul de laminare (cuprinzînd calitatea oţelului, dimensiunile bramei şi benzii, temperatura de laminare finală şi de înfăşurare), întocmit pe baza comenzilor clienţilor şi informaţiilor primite de la maşina de calcul care controlează oţelăria şi slebingul.

Prin automatizarea laminoarelor de benzi se obţine o producţie mărită (prin reducerea rebuturilor, reglarea rapidă a laminorului şi distribuţia uniformă a sarcinilor pe cajă), se reduce preţul de cost şi numărul personalului calificat, se îmbunătăţeşte calitatea benzilor şi se simplifică contabilitatea. Se consideră că investiţiile pentru automatizarea integrală a unui laminor de benzi cu maşină de calcul se amortizează în maximum doi ani.

Perspective de viitor

Tendinţa accentuată din ultimii ani de mărire a greutăţii unitare şi totale a rulourilor va continua cu siguranţă şi în viitor şi se poate conta că în scurt timp se vor construi laminoare de benzi late pentru rulouri de peste 25 kg/mm, utilizînd brame de peste 50 t greutate. Mărirea în continuare a greutăţii rulourilor va fi uşurată de progresele realizate în ultimul timp la turnarea continuă, deoarece pînă în prezent factorul cel mai important care frîna utilizarea în practică a rulourilor foarte grele era necesitatea turnării unor lingouri mari, ceea ce implică investiţii însemnate la oţelărie şi slebing şi pune probleme dificile în privinţa calităţii benzilor. Astfel, laminorul de 2 130 mm de la Gary, în curs de construcţie, va fi alimentat de la o instalaţie de turnare continuă.

Mărirea greutăţii rulourilor va duce la modificarea, în continuare, a caracteristicilor şi performanţelor laminoarelor şi se poate considera că acestea vor avea viteze maxime de 25 m/s (şi peste), puteri instalate pentru acţionări principale de circa 150 000 CP (şi peste) şi capacităţi de producţie de 5 mil. t/an (şi peste).

Sortimentul se va lărgi şi mai mult datorită preţului de cost scăzut şi calităţii superioare a tablelor obţinute din benzi şi în viitor se vor lamina probabil benzi sub 1 mm şi pînă la 15 mm grosime. Puterile mari ale motoarelor vor permite laminarea oţelurilor bogat aliate (în special inoxidabile şi silicioase) la laminoare de mare capacitate.

În viitor, se vor construi numai rar laminoare cu lungimea tăbliei sub 1 675 mm, în special în cazul ţărilor cu industrie foarte dezvoltată şi cu o specializare avansată (pentru table cositorite).

Pe lîngă laminoare continue se vor construi, din ce în ce mai mult, laminoare treisferturi-continue datorită elasticităţii ridicate, precum şi a capacităţii de producţie şi calităţii benzilor, comparabile cu cele de la laminoarele continue. Laminoarele semicontinue se vor construi mai rar, numai în cazul unor producţii mai mici, datorită limitărilor în ceea ce priveşte calitatea benzilor (toleranţe şi starea suprafeţei). Numărul trecerilor nu se va modifica pentru că mărirea greutăţii rulourilor se va obţine prin mărirea lungimii bramelor. În prezent se fac cercetări pentru folosirea unor caje în tandem la trenul degrosisor, în scopul reducerii lungimii laminorului.

Cuptoarele cu propulsie vor avea productivităţi ridicate (300 t/h şi peste) şi se vor extinde, din ce în ce mai mult, ultimele progrese în construcţia lor (maşină de scos, răcirea fierbinte, ţevi izolate etc.). Datorită măririi lungimii bramelor s-ar putea ca în locul cuptoarelor cu propulsie să se folosească alte tipuri (de ex. cuptoare tunel cu role). Ca ultimă etapă în acest domeniu ar fi legătura directă dintre laminorul de benzi şi instalaţia de turnare continuă, prin intermediul unui (sau unor) cuptoare tunel. (Această soluţie a fost aplicată deja la laminoare planetare : Paderborn, Atlas-Tracy).

Utilajele vor fi perfecţionate, în continuare, în special cele de bază (cajele, foarfecele, înfăşurătoarele), iar progresele realizate (de ex. schimbarea rapidă a cajelor) vor fi extinse.

Automatizarea integrală şi complexă va fi o parte integrantă şi firească a laminoarelor de benzi şi nu se va putea concepe comanda unui laminor modern fără maşină electronică de calcul. Automatizarea se va extinde şi asupra unor domenii noi (controlul structurii şi al suprafeţei în flux, răcirea controlată în faţa trenului finisor, luarea probelor, marcarea etc.) şi se vor folosi metode din ce în ce mai perfecţionate pentru asigurarea unei calităţi superioare a benzilor, determinată prin starea suprafeţei, structura omogenă şi corespunzătoare, precum şi uniformitatea dimensiunilor *. Astfel, sînt de aşteptat progrese noi în domeniul reglării automate a grosimii pe lungimea şi lăţimea benzii, în domeniul controlului automat al lăţimii în scopul livrării unor table cu margini netăiate, în domeniul eliminării ţunderului primar şi secundar, precum şi în domeniul reglării temperaturii finale de laminare şi de înfăşurare.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Modern strip mills*. Pittsburgh A.I.S.E., 1941.

[2] Makogon V. G. şi Burianov V. F. *Neprerîvnie şirokopolosnîe stanî goriacei prokatki*. Moscova, Metallurghizdat, 1963.

[3] Lederer A. *Despre componenţa laminoarelor de benzi late de mare capacitate*. Metalurgia, nr. 9, 1965.

[4] Iron and Steel Engineer, Pittsburgh, 1953—1965.

[5] Stahl und Eisen, Düsseldorf, 1930—1965.

[6] Iron and Steel, Londra, 1960—1965.

[7] Revue de Métallurgie, Paris, 1962—1965.

---

* Datorită importanţei deosebite pe care o prezintă calitatea benzilor, această problemă va fi analizată detaliat într-un articol viitor.

CĂRŢI NOI

Dictionnaire des termes du laminage (Dicţionar de termeni în domeniul laminoarelor). Paris, Editura Dunod, 346 pag.

High alloy steels (Oţeluri bogat aliate). Londra, Editura Iron and Steel Institute, 262 pag.

Sttelmaking ihn the baics arc furnace (Elaborarea oţelului în cuptoare electrice bazice). Londra, Editura Iron and Steel Institute, 183 pag.

F. A. Champion. **Corrosion testing procedure** (Metode de încercare a coroziunii). Londra, Editura Chapman and Hall, 1964, ediţia a II-a, 431 pag., 37 tabele şi 87 figuri.

Quenching and martempering (Călirea şi călirea întreruptă) Londra, Chapman and Hall, 1964, sub auspiciile ASM (American Society for Metals), 277 pag., 69 figuri şi 23 de tabele.

M. A. Grossmann, E. C. Bain. **Principles of heat treatment** (Principiile tratamentului termic). Londra, Editura Chapman and Hall, 1964, ediţia a V-a, 302 pag., 177 fig.

Manualul uzinelor siderurgice europene. Frankfurt am Main, Editura Montan und Wirtschaftsverlag, ediţia a V-a, 1965, 1450 pag.

Mașinile electronice de calcul și locul lor în siderurgie. Kirkland R. W. Iron and Steel Engineer, vol. 42, nr. 2, 1965, p. 115—124.

Ritmul de introducere a mașinilor electronice de calul în industrie începînd cu anul 1959 și pînă în 1963 a fost remarcabil; numărul mașinilor electronice de calcul introduse în industrie și elaborate s-a dublat an de an.

În ianuarie 1964 în industria siderurgică mondială (în afară de U.R.S.S.) existau 62 mașini electronice de calcul repartizate astfel: — repartiția resurselor energetice, 4; pregătirea materiilor prime, 2; furnale, 4; cuptoare Martin și convertizoare, 19; laminoare reversibile la cald, 9; laminoare de benzi la cald, 10; laminoare de benzi la rece, 6; linii continue de recoacere, 8.

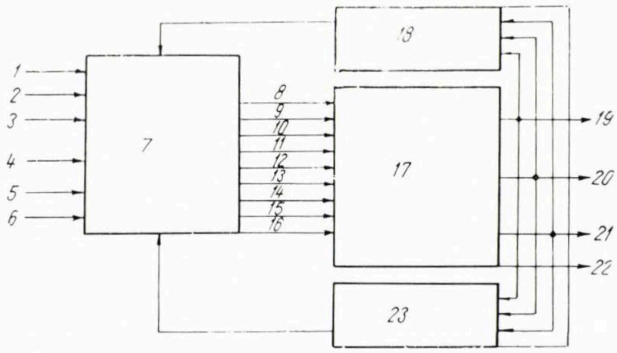


Fig. 1

Se consideră sistem de conducere pe baza M.E.C., acel sistem care satisface următoarele cerințe: cuprinde o M.E.C. elaborată în baza unui model matematic al procesului tehnologic; are o legătură nemijlocită cu procesul tehnologic prin intermediul sistemului de traductori, a elementelor de conducere și a semnalelor operatorului; poate conduce o parte sau întreg procesul tehnologic.

Furnale. Patru furnale au fost utilate cu M.E.C., asigurîndu-se prin aceasta culegerea și înregistrarea automată și continuă a datelor informative pe parcursul șarjei și calculul unor indici și parametri.

Conducerea primară a procesului din furnal se efectuează prin intermediul reglării calității și cantității de materiale încărcate, iar conducerea secundară, prin schimbarea consumului, presiunii și caracterului aerului insuflat.

Posibilitatea de introducere a sistemelor cu folosirea M.E.C. la furnalele moderne este cu atît mai mare, cu cît acestea sînt utilate cu instalații automate de pregătire a materialelor pe șarjă și cu instalații de încărcare cu program.

Introducerea sistemelor cu M.E.C. este reținută datorită lipsei unui proces tehnologic de elaborare a fontei, descris matematic (modelul matematic al procesului).

În viitorul apropiat furnalele vor fi utilate cu M.E.C. pentru cercetarea procesului, dar asta nu înseamnă că M.E.C. se vor folosi în proximii ani pentru conducerea nemijlocită a procesului.

Cuptoarele Martin și electrice. Actualmente marea majoritate a cantității de oțel se elaborează în cuptoarele Martin. Pînă în prezent nu s-au întreprins încercări serioase de folosire a M.E.C. la cuptoarele Martin.

Este posibil ca în viitor M.E.C. să fie folosite pentru conducerea secțiilor Martin (sau mai bine zis pentru planificarea conducerii secției) și nu pentru conducerea procesului propriu-zis.

Actualmente nu există premiile stimulative de investiții suplimentare cu M.E.C. pentru procedeul Martin care este înlocuit de alte procedee mai productive.

Cinci cuptoare electrice au fost utilate cu M.E.C. care îndeplinesc următoarele funcții: calculul materialelor de șarjă pentru a obține marca de oțel dorită; determinarea duratei unor perioade de elaborare și durata șarjei; conducerea și controlul repartiției tensiunii electrice pentru cuptoarele paralele.

Convertizoare cu oxigen. Actualmente în lume există 230 de convertizoare cu oxigen în 100 de locuri industriale de pe globul pămîntesc.

Datorită noutății procesului și a importanței pe care îl prezintă, sistemele de conducere pe baza M.E.C. pot găsi un teren larg de aplicare.

Perfecționarea procesului de elaborare a oțelului în convertizoare cu oxigen este înfrînată datorită lipsei următoarelor elemente de bază necesare în vederea efectuării automatizării: existența unor materiale de șarjă omogene și cunoașterea din timp a analizei chimice, precum și starea fizică a acestora; absența modelului matematic care să descrie dinamica și statica procesului de elaborare; lipsa unei aparaturi pentru măsurarea continuă a temperaturii metalului lichid, precum și determinarea continuă a compoziției chimice a metalului.

Pînă nu de mult sistemele pe baza M.E.C. s-au folosit în procesul de elaborare a oțelului în convertizor în calitate de sfătuitori ai operatorului, care pe parcursul șarjei emiteau instrucțiuni în baza cărora operatorul lua măsuri de conducere a procesului.

Actualmente sistemele de conducere elaborate în baza M.E.C. permit efectuarea conducerii nemijlocite a alimentării cu oxigen, poziționarea lăncii, precum și încărcarea materialelor pe șarjă (fig. 1: *1* — marca de oțel cerută; *2* — temperatura necesară a oțelului ce se elaborează; *3* — compoziția chimică a fontei; *4* — temperatura fontei; *5* — bazicitatea cerută a zgurei; *6* — cantitatea de oțel în șarjă; *7* — mașina electronică de calcul; *8* — cantitatea de fontă necesară; *9* — cantitatea de fier vechi necesară; *10* — cantitatea de var necesară; *11* — cantitatea de fluorină necesară; *12* — cantitatea de minereu; *13* — intensitatea de insuflare cu oxigen; *14* — poziția lancei de oxigen; *15* — cantitatea de oxigen; *16* — timpul de insuflare; *17* — procesul L.D.; *18* — legătura inversă după datele finale ale șarjei; *19* — compoziția chimică a oțelului; *20* — temperatura oțelului lichid; *21* — cantitatea de oțel; *22* — pierderi (zgură, praf, căldură); *23* — legătură inversă după datele curente ale șarjei (acționat de operator).

Sistemele de conducere în baza M.E.C. create în ultimul timp reprezintă sisteme de conducere care în baza informațiilor primite despre marca respectivă de oțel, compoziția fontei, a fierului vechi și a temperaturii măsurate, determină: cantitatea de fontă, de fier vechi și de minereu și fondanți necesare; intensitatea de insuflare cu oxigen; cantitatea de oxigen: poziția lancei de oxigen.

La sfîrșitul fiecărei insuflări M.E.C. efectuează recalcularea, emite rezultatul și conduce operațiile următoare (dacă e nevoie se efectuează resuflarea).

M.E.C. calculează și reglează alimentarea cu feroaliaje.

Toate sistemele actuale de conducere a procesului din convertizor în baza M.E.C. sînt sisteme care folosesc modelul matematic determinat pe cale experimentală. Astfel de sisteme tind să oprească procesul de insuflare la obținerea compoziției chimice cerute și a temperaturii prescrise, folosind rezultatele primite de la spectrograf sau prin intervenția operatorului.

Încercări de realizare a sistemului de conducere cu ajutorul M.E.C. în circuit închis (fără intervenția operatorului) nu s-au întreprins. Aceasta datorită faptului că nu se poate deocamdată măsura continuu temperatura oțelului și analiza chimică a acestuia.

Laminoare. Opt laminoare la cald (reversibile), din care patru sînt de tablă, au fost prevăzute cu M.E.C.

Cele mai grele laminoare universale — slebingurile, blumingurile și de șină pot lucra destul de mulțumitor cu ajutorul sistemului de conducere în bază de program. Pentru laminoarele de tablă care intră în categoria laminoarelor finisoare, funcționarea după program este neefectivă, deoarece caracteristicile lingourilor laminate se schimbă în limite mari, ceea ce exclude orice posibilitate de anticipare a graficului de laminare care determină lățimea tablei.

Sistemele actuale de conducere cu ajutorul M.E.C. a laminoarelor de tablă sînt dotate cu traductori care măsoară grosimea, lățimea și lungimea tablei, ceea ce permite realizarea conducerii în circuit închis a laminării, folosind sistemele de legătură inversă.

Sistemele de conducere cu M.E.C. pentru laminoarele de benzi la cald se consideră ca cele mai perfecționate și mai reușite din siderurgie.

În aceeași situație sînt și laminoarele la rece, adică acestea se pretează la automatizare complexă în baza mașinilor electronice de calcul, începînd cu reglarea vitezei de laminare și terminînd cu reglarea grosimii tablelor laminate.

Dezvoltarea siderurgiei în anul 1964. Madsen I. E. Iron and Steel Engineer, nr. 1, vol. 42, 1965, p. 1—72 și 77—78.

În anul 1964 tendința de bază în siderurgie a constituit-o completarea utilajului și perfecționarea proceselor tehnologice.

Producția mondială de oțel în anul 1964 se apreciază la aproximativ 430 mil. t oțel, ceea ce reprezintă o creștere de 47 mil. t față de anul 1963.

S.U.A. a produs 115, 1 mil. t oțel în anul 1964, Japonia 39,7, R.F.G. 37,2, Anglia 26,0, Franța 19,75, Italia 9,78.

În anul 1965 se produce pentru prima oară oțel în 12 țări. Astfel numărul țărilor care posedă siderurgie se ridică la 73, față de 30 țări înaintea celui de-al 2-lea război mondial.

Materii prime. Creșterea producției de fontă și oțel în anul 1964 a condiționat dezvoltarea industriei minereului de fier. În acest an s-a conturat tendința de bază în pregătirea minereurilor de fier în S.U.A. și Canada, și anume, obținerea peletelor.

Creșterea cuantumului de minereuri îmbogățite cu obținerea peletelor determină eficacitatea economică a dezvoltării exportului cu transportul la distanțe mari. În anul 1964 producția minereului de fier s-a dezvoltat în 64 de țări diferite.

În S.U.A. capacitatea întreprinderilor în funcție la sfîrșitul anului 1964, care produc pelete de minereu, se apreciază la 60 mil. t.

Firmele din S.U.A., Inland Steel Co., Wheeling Steel Corp, Hanna Mining Co., și Bethlehem Steel Co., construiesc fabrici de peletizare cu o producție între 2,0 și 4,4 mil. t/an fiecare.

În Italia a fost pusă în funcțiune prima întreprindere industrială de prelucrare oxidantă a piritelor în strat fluidizat, urmată de ardere reducătoare a arsurilor de pirită. După separarea magnetică și peletizarea concentratului se obțin pelete bune pentru obținerea fontei. La această întreprindere în afară de pelete se obține și acidul sulfuric, iar energia gazelor de evacuare se utilizează la centrale electrice.

Lucrări mari se efectuează pentru pregătirea fierului vechi. La uzina firmei Beethlehem Steel Corp. a fost instalată o presă de împachetat cu o productivitate de 200 t pachete/h cu o greutate de 4,5 t fiecare , la o greutate volumetrică de aproape 3,2.

Producția de fontă. În domeniul producției de fontă s-a observat creșterea continuă a eficacității procesului, determinată de îmbunătățirea pregătirii materialelor de șarjă, de perfecționarea funcționării furnalelor și de creșterea capacității agregatelor.

Productivitatea furnalului modern a ajuns la 2 700 t și în viitorul apropiat va depăși 3 600 t/zi.

Ca perfecționări introduse în ultimul timp în producția de furnale se remarcă : automatizarea sistemului de încărcare și de reglare a mersului furnalului, îmbogățirea vîntului cu oxigen și folosirea mașinilor electronice de calcul.

Se remarcă tendința de realizare a furnalelor cu un volum din ce în ce mai mare, din considerente de productivitate (volum util 2 250 m^3).

În unele țări ca, de exemplu S.U.A., 80—90% din minereurile indigene sînt supuse unor operații de pregătire înainte de a fi folosite în furnal.

Micșorarea consumului de cocs se obține prin insuflare în creuzet a prafului de cărbune, păcură sau gaz metan, precum și datorită folosirii peletelor de minereu.

În Japonia s-a realizat cel mai redus consum mediu specific de cocs din lume. În martie 1964 acest consum a fost de 502 kg/t fontă. Acești indici se datoresc, în mare măsură pregătirii în prealabil a șarjei, lucru pentru care se dă o atenție deosebită în Japonia.

Analiza comparativă între sistemele de alimentare a furnalelor cu schip sau benzi transportoare a scos în evidență faptul că eficacitatea este mai mare pentru primul caz. Sistemul de alimentare cu schip reclamă o investiție mai redusă și corespunde mai bine actualelor amplasamente și modului de organizare a fluxului la furnale.

Producția de oțel. La sfîrșitul anului 1964 capacitatea de producție a convertizoarelor cu oxigen a ajuns la circa 63 mil. t anual, adică a crescut cu circa 20 mil. t față de anul 1963.

Ca tendințe în dezvoltarea producției de oțel în convertizoare se remarcă creșterea capacității convertizoarelor (maximum 300 t/șarjă), creșterea procentului de oțel aliat și înalt aliat, folosirea pe scară largă a mașinilor electronice de calcul, folosirea prafului de fier și creșterea procentului de fier vechi în încărcătura metalică.

Se remarcă o tendință de înlocuire a cuptoarelor Martin cu convertizoare cu oxigen (mai ales în S.U.A.). Astfel, oțelăriile firmelor Ford Motor, Pittsburg Steel, Beethlehem Steel și Wisconsin Steel, cu cuptoare Martin, au fost înlocuite (folosind vechile amplasamente) cu convertizoare cu oxigen.

La uzina firmei ARBED din Dudelange (Luxemburg) s-a elaborat o soluție de înlocuire a convertizorului uzat cu unul nou zidit, într-un loc separat de hala de încărcare. Se creează astfel posibilitatea ca în viitor să se construiască numai un singur convertizor cu instalațiile lui aferente și unul de rezervă care poate înlocui pe cel în funcțiune. Astfel va scădea valoarea investiției pentru construirea secțiilor de convertizoare.

Actualmente necesitatea dotării oțelăriilor cu calculatoare electronice devine un fapt de netăgăduit. Pentru realizarea automatizării procesului în convertizoare cu oxigen este necesară rezolvarea a două probleme de importanță majoră : controlul continuu al temperaturii metalului și al compoziției chimice a acestuia. Metoda IRSID (Franța), de determinare continuă a conținutului de carbon în baza determinării procentului de oxid de carbon și bioxid de carbon în gazele arse, a fost aplicată pe scară industrială. De asemenea, pentru determinarea continuă a temperaturii metalului s-au folosit, în condiții industriale, la un convertizor de 80 t, termocupluri speciale de Pt și Pt + Rh.

Procesul Martin nu și-a epuizat toate posibilitățile. Problema de perspectivă pentru secțiile de oțelărie cu cuptoare Martin este folosirea arzătoarelor de oxicombustibil, amplasate în boltă.

La oțelăria din Hamilton (Canada) se elaborează șarje de 500 t în decurs de 4 h și 20 min (fontă lichidă 57% și consum oxigen 38 m^3/t oțel).

Se construiesc și se pun în funcțiune cuptoare electrice de mare capacitate (180 t).

În stadiu de proiectare sînt cuptoare electrice de 360 t (S.U.A.), cu folosirea oxigenului.

O mare răspîndire în ultimul an a luat-o turnarea oțelului sub vid. În anul 1964 a fost pusă în funcțiune o instalație de turnare în vid dintr-o oală de 300 t (S.U.A.).

Turnarea continuă este în plină dezvoltare. În anul 1964 (iulie) în lume funcționau 71 instalații și 49 erau în construcție. Instalațiile de turnare continuă cu cristalizorul radial și-au dovedit prioritatea.

Una din cele mai mari instalații de turnare continuă se va construi la uzina siderurgică din Oberhausen (R.F.G.). Aici se vor turna sleburi cu secțiunea 280 × 2 130 mm, din oale de turnare cu o capacitate de 130 t.

Scoaterea de metal bun, în cazul turnării continue, variază între 93 și 97%, ceea ce reprezintă peste 10% mai mult decît în cazul turnării clasice în lingotiere.

Influența condițiilor de aprindere asupra aglomerării unui amestec de minereuri pe o bandă de aglomerare. Meunier G. Stahl und Eisen, 85, nr. 15, 1965, p. 897—901.

Pentru a se cunoaște mai bine factorii care influențează aglomerarea minereurilor, au fost efectuate unele cercetări privind procesul de aprindere a combustibilului solid din stratul de minereu. Pentru experiențe a fost folosită o oală de aglomerare cilindrică, cu un diametru de 330 mm, prevăzută cu o hotă cu o deschidere pentru un arzător. Pentru a se menţine condiţiile de aglomerare apropiate de cele industriale, hota a fost menţinută în permanenţă la o temperatură de 1 250°C. Amestecul supus aglomerării avea compoziţia : 48% minereu sărac, 39% minereu bogat, 5% praf de furnal, 4% ţunder şi 4% calcar şi granulaţia : 96% < 10 mm şi 90% < 5 mm ; umiditatea a fost menţinută la 9%. S-a menţinut constantă şi grosimea stratului de minereu pe grătar (335 mm) şi grosimea patului pe grătar (15 mm). Pentru aprindere a fost folosit gaz de cocs cu o putere calorifică de 3 800 kcal/Nm³.

În decursul experienţelor au fost modificate :

— debitul de gaz de cocs, de la 0,188 la 0,365 Nm³/min, ceea ce corespunde unei creşteri a aportului de căldură de la 8,4 la 16,2 × 10³ kcal/min şi m² de suprafaţă de aglomerare ;

— durata de aprindere , de la 0,5 la 1,5 min ;

— depresiunea sub grătar, de la 125 la 900 mm col. apă.

Pentru stabilirea calităţii aglomeratului obţinut folosind diferite condiţii de aprindere, s-au efectuat următoarele încercări de rezistenţă : căderi de la 2 m pe o placă de oţel ; separare pe ciur mecanic a clasei < 5 mm ; proba Micum a clasei 10—40 (3 min ; 25 rot/min).

Cercetările au arătat că mărirea aportului de căldură al arzătorului, precum şi prelungirea duratei de aprindere au drept efect reducerea vitezei de sinterizare a stratului (tabela 1).

Tabela 1

Durata de aprindere, min	Viteza de sinterizare, mm/min		
	0,5	1	1,5
Aportul de căldură,			
8,4 × 10³ kcal/min şi m²	23	21,3	20,7
12,5 × 10³ kcal/min şi m²	21,8	20,1	19,5
16,2 × 10³ kcal/min şi m²	21,4	19,8	19,2

Totodată se constată că, mărind durata de aprindere, se produce o zgurificare mai puternică, o diminuare a permeabilităţii stratului şi o reducere a cantităţii de gaze evacuate de sub grătar (tabela 2).

Tabela 2

Durata de aprindere, min	Cantitatea de gaze, Nm³/min şi m²	
	0,5	1,5
Aportul de căldură,		
8,4 × 10³ kcal/min şi m²	30	17
12,5 × 10³ kcal/min şi m²	18	17
16,2 × 10³ kcal/min şi m²	20	17

Din încercările de sinterizare, efectuate cu diferite depresiuni sub grătar, a rezultat că aglomeratul are rezistenţa şi granulaţia optimă pentru depresiuni variind între 500 şi 750 mm col. apă. Se constată că, lucrînd cu depresiuni mai mici, gazele nu sînt absorbite complet şi împiedică înaintarea frontului de ardere ; dimpotrivă, la o depresiune prea mare, căldura nu se concentrează suficient asupra minereului, fiind absorbită sub grătar. Şi într-un caz şi în celălalt temperatura la suprafaţa stratului şi la 5 mm dedesubtul suprafeţei scade sub 1 300°C, ceea ce explică înrăutăţirea calităţii aglomeratului.

S-a stabilit, de asemenea, că ridicarea aportului de căldură, deşi provoacă o scădere a vitezei de sinterizare şi o diminuare a permeabilităţii stratului, are ca efect o îmbunătăţire a scoaterii de aglomerat bun şi o reducere a proporţiei de retur, precum şi o creştere a rezistenţei aglomeratului.

În cazul amestecului de minereuri folosit se recomandă o durată de aprindere de 1 min, un aport de căldură de 12 × × 10³ kcal/min şi m² de bandă şi o depresiune de 500 mm col. apă.

Căile de mărire a reductibilităţii aglomeratului autofondant. Bîtkin V. N., Berştein R. S., Kissin D. A. şi Litvinova T. I. Stal, nr. 7, 1965, p. 577—581.

În ultimul timp se înregistrează o creştere continuă a cotei de aglomerat autofondant în încărcătura furnalelor. Pentru a se obţine indicatori tehnico-economici superiori este necesar ca aglomeratul să aibă rezistenţă mecanică, granulaţie şi reductibilitate corespunzătoare. Din studiile efectuate pînă în prezent rezultă că una din căile principale de mărire a rezistenţei mecanice şi a reductibilităţii este creşterea cantităţii de feriţi de calciu în structura aglomeratului. Din observaţiile practice rezultă însă că la un raport de bazicitate de 1,2 — 1,3, prin care se asigură eliminarea completă a calcarului din încărcătura furnalelor, cantitatea de feriţi de calciu din structura finală a aglomeratului este neînsemnată, deoarece cea mai mare parte a feriţilor de calciu formaţi iniţial se disociază la temperaturile maxime ale procesului de aglomerare. În plus, trebuie adăugat şi faptul că magnetita, care ocupă un loc important în încărcătura multor furnale, nu favorizează formarea feriţilor de calciu.

Este cunoscut faptul că în atmosferă oxidantă reacţia de formare a feriţilor de calciu în fază solidă este foarte rapidă, chiar dacă amestecul de aglomerare conţine CaO şi Fe_3O_4. Prin urmare, o cale sigură de mărire a rezistenţei şi reductibilităţii aglomeratului autofondant cu bazicitatea de circa 1,2 o constituie reducerea temperaturii de aglomerare şi crearea unei atmosfere oxidante în stratul de aglomerat. Acest lucru poate fi realizat prin umezirea corespunzătoare a aerului suflat în zona vetrei de aprindere.

La uzina ,,Zaporojstal'' din U.R.S.S. aerul a fost umezit cu abur la 150—200°C şi cu presiunea de 1,5 at. Conducta de abur a fost cuplată cu sistemul de acţionare a benzii de aglomerare, ceea ce permite întreruperea adăugării aerului în momentul opririi benzii de aglomerare. Aprinderea amestecului de aglomerare se face cu gaz metan (600—650 m³/h), la un exces de aer $\alpha = 1,8 - 2,0$. Temperatura suprafeţei amestecului de aglomerare sub vatra de aprindere a fost menţinută la 1 250 — 1 270°C. Consumul de abur a fost la început de 200 kg/h pentru fiecare bandă. În aceste condiţii s-a obţinut un aglomerat cu reductibilitatea de 44,8%, în timp ce în mod obişnuit aglomeratul are o reductibilitate de 41,3%. Consumul de materiale pentru 1 t de aglomerat a fost următorul : 310 kg concentrat ; 45 kg praf de furnal ; 542 kg retur ; 26 kg minereu de mangan ; 23,7 kg calcar ; 80 kg cocs mărunt ; 40 kg var.

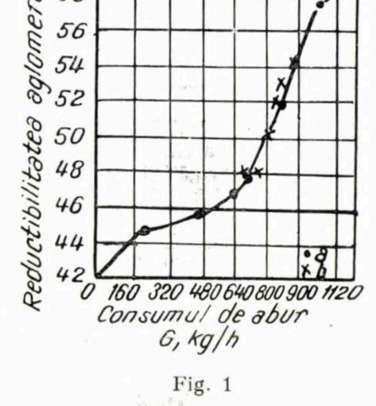


Fig. 1

Caracteristicile aglomeratului obţinut în condiţiile menţionate mai sus au fost următoarele : 46,57% Fe ; 10,87% FeO ; 1,13 bazicitatea ; 44,8% reductibilitatea. Conţinutul de fracţii, mm : > 80 — 24,2 % ; 80—25 — 13,6 % ; 25—5 — — 47,1% ; 5—0 — 15,2%.

În cadrul încercărilor care au urmat, consumul de abur a fost mărit treptat pînă la 1 200 kg/h. Compoziţia amestecului a fost următoarea (kg/t de aglomerat) : 240 concentrat ;

50 minereu clasa II; 311 minereu clasa III; 255 minereu clasa IV; 234 calcar; 40 var; 45 praf de furnal; 23 minereu de mangan.

S-a constatat că reductibilitatea aglomeratului depinde în măsură mai mare de consumul de abur decît de compoziția chimică a amestecului de aglomerare (fig. 1: *a* — variația reductibilității aglomeratului în funcție de consumul de abur la un conținut de magnetită de 240 kg/t; *b* — 360 kg/t).

Studiul petrografic a arătat că introducerea aburului mărește stabilitatea feriților de calciu în zona temperaturilor înalte și contribuie la creșterea cantității de feriți de calciu în structura finală a aglomeratului, ceea ce determină o creștere substanțială a reductibilității aglomeratului.

Alegerea condițiilor de aglomerare pentru minereurile lorene.

Boucraut M., Rochas R. Revue de Métallurgie, vol. 62, nr. 7–8, 1965, p. 631–634.

Aglomerarea pe grătar a minereurilor lorene se efectuează cu un consum ridicat de combustibil, de ordinul a 100—110 kg cocs pe tona de aglomerat. Condițiile de aglomerare sînt: grosimea stratului de 30 cm și depresiunea de aspirație sub grătar 800 mm col. apă.

Lucrarea analizează condițiile optime de aglomerare pentru realizarea unui consum minim de combustibil și prezintă rezultatele cercetărilor experimentale, de laborator și industriale, efectuate pentru stabilirea condițiilor de lucru cu minereuri lorene.

În procesul de aglomerare intervin două fenomene esențiale: fenomenul de transmisie a căldurii de la partea superioară la partea inferioară a stratului, cu crearea unui front cu temperatură ridicată a cărui viteză de propagare nu depinde decît de debitul de gaze ce traversează stratul; fenomenul de ardere a carbonului, cu crearea unui front chimic de ardere, dependent de reactivitatea combustibilului și de conținutul său în încărcătură.

Există o viteză optimă de aglomerare pentru care cele două fronturi coincid. Această viteză optimă de aglomerare corespunde unei valori determinate a grosimii stratului aglomerat, unui consum mic de energie termică și unor caracteristici optime pentru aglomerat.

Pentru o funcționare curentă, cu un strat cu o grosime de 30 cm, căldura sensibilă a aglomeratului reprezintă circa 33 % din consumul caloric total. Mărirea grosimii stratului de la 30 la 50 cm permite reducerea consumului de combustibil

$$\text{cu} \left(1 - \frac{3}{5}\right) \times 33\,\% = 13\,\%.$$

Mărirea grosimii stratului ameliorează, de asemenea, calitatea medie a aglomeratului, întrucît grosimea stratului fragil (partea superioară răcită brusc) se micșorează în raport cu grosimea totală a stratului aglomerat.

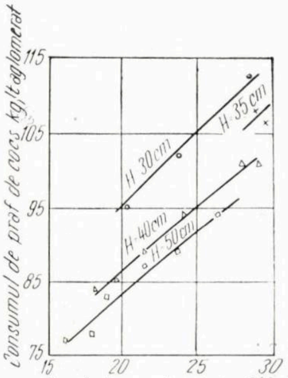


Fig. 1

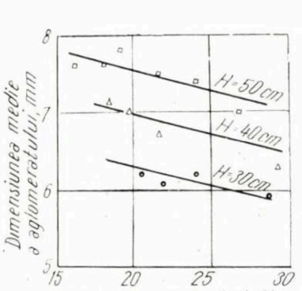


Fig. 2

O grosime de strat mai mare de 50 cm nu este favorabilă întrucît, pe lîngă o foarte mică reducere a consumului de combustibil, determină o serie de dificultăți tehnologice, practic de neînlăturat, îndeosebi probleme de coroziune provocată de gazele arse.

Între viteza de aglomerare și grosimea stratului s-a stabilit următoarea relație:

$$V_a = \frac{H}{T} = V_0 \frac{(\Delta P)^{0,45}}{(R \cdot H)^{0,6}},$$

unde V_a este viteza de aglomerare; H — grosimea stratului; T — durata aglomerării; P — depresiunea de aspirație sub grilă; V_0 — viteza de referință care este constantă; R — rezistența de scurgere a gazelor.

În figura 1 se arată variația consumului de combustibil (praf de cocs) în funcție de producția unitară de aglomerat, pentru diferite valori ale grosimii stratului.

În figura 2 se arată variația calității aglomeratului în funcție de producția unitară, pentru diferite valori ale grosimii stratului. Calitatea aglomeratului este exprimată prin dimensiunea medie a bucăților de aglomerat după stabilizare în tamburul Micum.

Pe baza cercetărilor efectuate, s-au stabilit următoarele condiții de lucru pentru aglomerarea minereurilor lorene: grosimea stratului de aglomerare 50 cm; producția unitară aprox. 20 t/m²/24 h; consumul de combustibil de ordinul a 85 kg praf de cocs pe tona de aglomerat. Consumul minim teoretic de combustibil necesar deshidratării și descompunerii hidraților și carbonaților este de 65 kg praf de cocs pe tona de aglomerat.

Procedeu combinat de reducere termică și electrotermică în cuptor rotativ tip Elektrokemisk și în furnal electric.

Sato I., Murai K., Kuboyama N., Arnesen A. și Friden R. Journal of the Iron and Steel Institute, 203, nr. 8, 1965, p. 799—803.

În ultimii ani s-au efectuat în Norvegia, la uzina Fiskaa, încercări în fază pilot de elaborare a fontei într-un furnal electric cu vatră rotativă și bolta staționară, folosind minereuri preîncălzite și prereduse într-un cuptor rotativ cu o lungime de 8,75 m și un diametru interior de 0,65 m. Cuptorul rotativ fiind amplasat lîngă furnalul electric și la un nivel mai ridicat, trecerea minereului s-a făcut direct, cu ajutorul unui tub de oțel, care pătrunde printr-o deschidere a bolții furnalului; prin aceasta, pierderea de căldură s-a redus apreciabil.

Folosindu-se un aglomerat autofondant din concentrate de magnetită, s-a realizat în cuptorul rotativ o reducere pînă la 40 % a oxizilor de fier; la furnalul electric, consumul de energie electrică a fost de numai 1 400 kWh/t de fontă (față de 2 100 kWh/t în cazul folosirii încărcăturii reci). În decursul încercărilor au fost efectuate unele îmbunătățiri în ce privește alimentarea cu cărbuni și cu aer de combustie; de asemenea, s-a perfecționat controlul regimului termic folosindu-se termocupluri introduse în cuptor prin orificii ale căptușelii.

Au fost efectuate și unele încercări folosind un amestec de magnetită și ilmenit, sub formă de pelete. Rezultatele obținute în patru perioade de topire, cu o durată de 11—28 h, sînt arătate în tabela 1.

Tabela 1

Perioada	O_2, redus în cuptorul rotativ, %	Consumul de energie electrică kWh/t	C_{fix} kg/t
I	62,2	1 015	995
II	69,3	965	415
III	74,0	870	375
IV	80,0	835	350

La descărcarea din cuptorul rotativ, temperatura minereului preredus era de 1 000 °C, iar la încărcarea în furnalul electric — de 950°C. S-a constatat că, pe măsura folosirii unor minereuri cu o prereducere mai înaintată, în fonta produsă scad conținuturile de carbon (de la 3 la 2 %), de siliciu (de la 0,13 la 0,09 %), de titan (de la 0,040 la 0,020 %).

Recent s-au efectuat la o uzină din Japonia încercări semindustriale de topire, într-un furnal electric, a unor minereuri prereduse într-un cuptor rotativ cu diametrul de 1,3 m și lungimea de 25,4 m. Înclinarea cuptorului este de 2,5% și viteza de rotație poate varia de la 0,6 la 1,5 rot/min. Pentru încălzire s-a folosit un arzător plasat la capătul de descărcare, consumul de combustibil lichid fiind de 20—200 l/h. Pentru arderea substanțelor volatile eliminate din cărbuni, precum și a oxidului de carbon rezultat din reducerea minereului, cuptorul rotativ a fost adaptat pentru introducerea— prin 9 deschideri la intervale de 2 m — a unei cantități suplimentare de aer. S-a dat o atenție specială controlului regimului termic cu ajutorul unor termocupluri introduse, prin căptușeală, în cuptor.

Încărcarea minereului brut s-a făcut cu un alimentator cu debit variabil, iar minereul preredus a fost descărcat într-o cutie cu o capacitate de 0,3 m³ (3 — 400 kg), care s-a transportat la furnalul electric aflat la 250 m distanță.

Furnalul electric are vatra construită din masă carbonică, iar bolta—din ciment refractar — este prevăzută cu patru deschideri pentru introducerea încărcăturii.

Cu o reducere a oxigenului din minereuri de 65—70% și cu o temperatură de încărcare a minereului în furnalul electric de 900°C, s-au realizat consumuri de energie electrică de 989 — 1 033 kWh/t, de C_{fix} din cărbuni — de 352 — 362 kg/t și de păcură — de 150 kg/t.

Pe baza încercărilor efectuate a rezultat că, în cazul trecerii la aplicarea pe scară industrială a procedeului, indicatorii economici ar putea fi îmbunătățiți prin recuperarea și folosirea la cuptorul rotativ a gazelor rezu tate la furnalul electric, precum și prin reducerea apreciabilă a pierderilor de căldură la acest furnal. Se consideră că se poate realiza în condițiile uzinei din Japonia — lucrînd cu o prereducere de 70%, cu o cantitate de zgură de 800 kg/t de fontă și eliminîndu-se complet consumul de păcură în cuptorul rotativ — un consum de energie de 990 kWh/t și de C_{fix} cu cărbuni de 350—360 kg/t.

Exploatarea unui furnal cu aparat de încărcare cu trei conuri în Japonia. Yamada T. Iron and Steel Engineer, XLII, nr. 6, 1965, p. 85 — 101.

În prezent sînt în funcțiune în întreaga lume trei furnale cu aparatul de încărcare cu trei conuri : cîte unul la uzinele „Zaporojstali" (U.R.S.S.), „Duquesne" (S.U.A.) și „Muroran" (Japonia). Această construcție permite o mai bună închidere a aparatului de încărcare și asigură condițiile cele mai favorabile pentru funcționarea furnalului cu presiune ridicată.

Pentru a se evidenția avantajele funcționării cu presiune ridicată, s-au efectuat recent la furnalul cu trei conuri ale uzinei „Muroran", unele cercetări, urmărindu-se în special variația productivității și a consumului specific de cocs. Furnalul are un volum util de 1 219 m³, diametrul creuzetului fiind de 7,6 m. Alimentarea se efectuează cu un sistem de benzi, banda principală avînd o lățime de 1 m, viteza de 80 m/min și o capacitate de încărcare de 18 t minereu/min. O soluție originală o constituie înlocuirea distribuitorului rotativ cu o pîlnie rotativă de construcție simplă, amplasată deasupra conului superior.

Menținerea presiunii la 0,7 ats se realizează introducînd, în spațiul dintre conuri, gaz epurat la o presiune mai ridicată decît presiunea de la gîtul furnalului ; prin aceasta se evită scăpările de gaze și se reduce uzura aparatului de închidere.

Pentru a se asigura funcționarea furnalului în orice regim de presiune, inclusiv la presiune normală, epurarea primară se efectuează cu ajutorul unui scruber Venturi cu secțiune variabilă ; epurarea finală se realizează cu instalații de epurare electrostatică, conținutul de praf în gazul epurat nedepășind 5 mg/Nm³.

În perioada care a precedat încercările, furnalul, lucrînd cu o încărcătură de calitate superioară (60—70% aglomerat cu 63% Fe și cocs cu 9,5 % cenușă și 0,5% S) cu o temperatură a aerului de 1 000°C și cu un adaos de 60—70 kg păcură/t de fontă, realiza o producție zilnică de 2 070 t, ceea ce echivalează cu un indice de folosire a volumului util de 1,7 t/m³ zi și un consum de cocs de 450 kg/t de fontă.

Prima campanie de încercări s-a efectuat menținînd furnalul într-un regim puțin intens de funcționare, producția zilnică nedepășind 1 425 — 1 560 t. Temperatura aerului a fost limitată la 700 — 820°C. Pe măsura ridicării presiunii la gît, de la 0,20 la 0,70 ats, consumul specific de cocs (corectat ținînd seamă de variația temperaturii aerului, a cantității de zgură și a adaosului de păcură) s-a redus de la 577 la 535 kg/t de fontă. Este de observat că prin ridicarea presiunii, viteza gazelor în furnal s-a redus de la 3,34 la 2,70 m/s, ceea ce a dus la o îmbunătățire a randamentului de reducere a oxidului de carbon (exprimat prin raportul $CO/CO + CO_2$ în gazul de furnal) de la 0,423 la 0,467.

În decursul celei de-a doua campanii, cînd furnalul a funcționat într-un regim mai intens și cu o temperatură a aerului de circa 1 000°C, efectul ridicării presiunii asupra consumului specific de cocs a fost mai puțin important, acesta reducîndu-se numai de la 551 la 541 kg/t.

Pentru determinarea vitezei gazelor în furnal în decursul campaniei a III-a a fost folosit izotopul radioactiv Rn^{222}, măsurîndu-se intervalul de timp de la introducerea izotopului în curentul de gaze printr-o gură de aer pînă la înregistrarea impulsurilor la contorul de radiații plasat în conducta de evacuare a gazelor.

Din determinările efectuate a rezultat că viteza gazelor se reduce în măsură mai mare decît ar corespunde creșterii presiunii, ceea ce dovedește că prin trecerea la presiune ridicată se realizează și o îmbunătățire a distribuirii curentului de gaze în secțiunea furnalului.

Pentru a se determina limitele de productivitate ale furnalului, s-a efectuat o a patra campanie, lucrîndu-se cu o presiune de 0,5 — 0,7 ats la gît, cu debite de aer foarte mari — pînă la 2 410 Nm³/min—și cu o temperatură a aerului de 950°C. S-a dovedit că prin folosirea presiunii ridicate se poate realiza o producție zilnică excepțional de înaltă—pînă la 2 500 t/zi—, ceea ce corespunde unui indice de utilizare de 2,05 t/m³ zi. În acest regim intens de lucru, folosirea presiunii ridicate nu poate să determine o reducere însemnată a vitezei gazelor (care se menține la peste 4 m/s), ceea ce explică consumul specific de cocs relativ ridicat (550 kg/t).

Cercetările au confirmat legătura strînsă dintre consumul specific de cocs și viteza gazelor în furnal ; au fost stabilite totodată următoarele relații dintre consumul specific de cocs (k, în kg/t), viteza gazelor în furnal (v, în m/s), debitul de aer (d_a, în Nm³/s), presiunea gazelor la gît (p_2, în kg/m²), consumul specific de aer (c_a, în Nm³/t), producția zilnică a furnalului (p, în t/zi) :

$$k = 46{,}4\ v + 352{,}7\ ;$$

$$v = \frac{2{,}558 \times 10^3\ d_a}{210\ d_a + 0{,}9\ p_2} + 10\,333\ ;$$

$$c_a = 3{,}825\ k - 650{,}5\ ;$$

$$p = \frac{d_a \times 1\,440 \times 60}{c_a} = \frac{2{,}259 \times 10^4\ d_a}{k - 170{,}1}.$$

Măsurarea temperaturilor ridicate la cupola cauperelor. Kessels. Stahl und Eisen, 85, nr. 15, iul. 1965, p. 942 — —946.

În prezent se studiază insuflarea în furnale a aerului cu o temperatură de peste 1 100°C. Folosind gaz de furnal cu o putere calorifică de 850 kcal/Nm³ se realizează în caupere o temperatură pînă la 1 150°C ; cu gaz avînd o putere calorifică de 1 000 kcal/Nm³ se atinge temperatura de 1 350°C. Pentru a se obține temperaturi mai ridicate, este necesar să se adauge combustibil suplimentar sau să se treacă la preîncălzirea aerului de ardere la caupere, folosind căldura gazelor arse.

În cazul funcționării cauperelor, cu temperatură foarte ridicată, se impune un control riguros al temperaturii la cupolă. În această privință sînt interesante experiențele efectuate la șase uzine din R.F.G. privind durata de funcționare și limitele de temperatură la care pot fi folosite termocuplurile.

A rezultat că termocuplurile de NiCr/Ni pot fi utilizate pînă la 1 100—1 150°C, durata lor de serviciu fiind de 1,5—2,5 luni. Termocuplurile Rh/Pt, dacă sînt folosite pînă la 1 200°C, au o durată de opt luni ; în cazul cînd sînt folosite pînă la 1 300°C durata lor este de numai patru luni. Termocuplurile de PtRh 18 au dat rezultate bune pînă la 1 300°C ; în cazul folosirii unei armături corespunzătoare s-ar putea utiliza pînă la 1 600°C.

Se constată că armăturile metalice nu asigură, la temperaturi ridicate, o etanșare suficientă față de elementele chimice, ceea ce are ca urmare o impurificare a materialului termocuplurilor și o scădere a preciziei măsurătorii. Pentru temperaturi și mai ridicate decît 1 250°C se propune folosirea unor termocupluri cu mantale ceramice, deși acestea au dezavantajul că sînt mai puțin rezistente la lovire și la șocuri termice. Rezultate bune s-a obținut cu un termocuplu cu manta din material refractar aluminos, care a fost folosit pentru temperaturi pînă la 1 350 — 1 400°C, fiind menținut în serviciu șase luni pentru măsurători pînă la 1 300 — —1 350°C. S-a constatat o uzură mai ridicată a termocuplurilor în direcția de atac a gazelor ; în cazul în care termocuplul este rotit periodic, durata lui de serviciu poate fi mărită apreciabil. Se studiază posibilitatea de a se reduce spațiul de dilatație între zidărie și manta la cupolă, ceea ce ar permite o reducere corespunzătoare a lungimii termocuplurilor și prelungirea duratei de funcționare a acestora. De asemenea, s-a cercetat care este adîncimea, cea mai potrivită, de pătrundere a capului termocuplului în spațiul cupolei.

În ultimul timp se fac încercări în legătură cu folosirea măsurărilor optice pentru determinarea temperaturilor la cupola cauperelor. Pentru a se preîntîmpina murdărirea lentilei cu particulele aflate în gaze, este necesar să se asigure protecția lentilei cu aer sub presiune. La o uzină din R.F.G., care aplică pe scară industrială procedeul, s-au realizat rezultate mulțumitoare : întreținerea este simplă și măsurările se fac cu exactitate ; consumul de aer nu depășește 40 l/min.

De asemenea, s-au efectuat încercări de măsurare a temperaturii la cupola unui furnal experimental cu cuvă scundă. Cauperul a lucrat la o temperatură de 1 600°C și la o presiune de 6 at. Măsurările — care s-au efectuat în decurs de doi ani — au dat rezultate satisfăcătoare. Se recomandă introducerea metodelor optice pentru măsurarea temperaturilor peste 1 300°C.

Analiza mersului furnalului în cazul reglării automate a distribuției aerului la gurile de aer. Senkl G. E., Onoprienko V. P., Țarițîn A. N., Mozgovoi V. M., Cernov G. I. și Konareva N. V. Stal, nr. 7, 1965, p. 590—593.

Unul din furnalele uzinei Makeevka din U.R.S.S. a fost prevăzut în anul 1963 cu un sistem de reglare automată a distribuției aerului la gurile de aer. Acest furnal are 14 guri de aer cu diametrul de 180 mm și produce fontă de afinare cu 0,6—0,8 % Si. Se lucrează cu zgure avînd bazicitatea 1,25— —1,30. Încărcătura constă din aglomerat local, cu bazicitatea 1,0, o mică cantitate de minereu brut clasa 20 și aglomerat adus din alte părți. Cota-parte a aglomeratului în încărcătură este de 95—100 %.

În mod obișnuit cantitatea maximă de aer intră în furnal prin gurile de aer NN1 ;2 ; 11—14 și 9, aflate în regiunea orificiilor de evacuare a fontei și zgurei. Pentru a se stabiliza procesul de ardere la toate gurile de aer și a se realiza o bună repartiție și folosire a gazelor este necesară o distribuție uniformă a aerului la toate gurile de aer.

Imediat după intrarea în funcțiune a sistemului de reglare automată, gradul de neuniformitate a distribuției aerului s-a micșorat pînă la 5—10 m^3 min (3 — 6 % față de debitul mediu).

În medie, în cursul perioadei de experimentare, gradul de neuniformitate a distribuției aerului a fost micșorat de circa patru ori. Reglarea automată a distribuției aerului s-a reflectat în mod favorabil asupra mersului furnalului, fapt confirmat de tabela 1.

În urma reglării automate a distribuției aerului s-a obținut o utilizare mai bună a energiei chimice a gazelor, fapt confirmat de compoziția gazului de furnal și de repartizarea gazului pe diametrul furnalului.

Tabela 1

Indicatori	I	II
Durata perioadei, zile	48	35
C.U.V.U.	0,750	0,720
Încărcarea cu mineru, t/t cocs	2,952	3,132
Cantitatea relativă de zgură, kg/t fontă	734	738
Aerul :		
debitul, m^3/min	2 002	2 024
temperatura, °C	976	972
presiunea, at	2,11	2,30
Cantitatea relativă de praf, kg/t fontă	83,0	85,0
Raportul $CO : CO_2$ în gazul de furnal	2,0	1,91

În calculul eficacității reglării s-a considerat că 100 kg calcar determină o creștere a consumului de cocs cu 20 kg, iar 1 m^3 de gaz metan înlocuiește 1 kg cocs uscat. În acest fel s-a calculat că eficacitatea reglării se reflectă în micșorarea cu 18 kg/t fontă a consumului de cocs, și în creșterea cu 4,1 % a productivității furnalului.

Răcirea cu plăci a unui furnal. Slagley W. E. și Squarcy C. M. Blast Furnace and Steel Plant, 53, nr. 4, 1965, p. 303—310.

Construirea vetrei furnalelor din materiale carbonice a făcut posibil să se realizeze la unele furnale o producție de 5—6 mil. t fontă fără refacerea creuzetului. În prezent, se urmărește prelungirea campaniei etalajului și a părții inferioare a cuvei.

În proiectarea unui furnal din S.U.A., pentru răcirea etalajului, s-au prevăzut plăci turnate din fontă cu o grosime de 150 mm, o lățime de 760 mm și o lungime de 3 580 mm.După uzura zidăriei refractare, care are inițial 340 mm, se formează pe plăcile de răcire un strat de zgură solidificată, cu o suprafață netedă, care permite coborîrea uniformă a încărcăturii. Folosind noul sistem de răcire, se evită pătrunderea apei în furnal, întrucît plăcile sînt ferite de contactul cu încărcătura și pereții plăcilor au o grosime de 50 mm. Cantitatea de căldură evacuată cu apa este mai mică decît în cazul cutiilor de răcire, ceea ce ar avea drept urmare obținerea unor economii la consumul de cocs și de apă de răcire.

O îmbunătățire asemănătoare a fost prevăzută pentru partea inferioară a cuvei, pe o înălțime de 7 930 mm. Grosimea plăcilor de răcire a cuvei este de 115 mm, iar a peretelui plăcilor spre interiorul furnalului, de 50 mm.

O soluție originală o constituie folosirea unor cabluri de tensiune în jurul rîndurilor de plăci, întinderea cablurilor fiind reglată din afara mantalei furnalului. În spațiul dintre plăci și manta se introduce spumă de poliuretan, care permite dilatarea zidăriei refractare.

Se pare că distrugerea căptușelii la baza cuvei se datorește pătrunderii în porii cărămizilor a vaporilor alcalini și de zinc. Prin răcirea realizată cu ajutorul plăcilor se poate menține un strat protector de zgură la suprafața zidăriei, prelungindu-se durata acesteia.

La cuva unui furnal răcită cu plăci a fost experimentată — pe o înălțime de 8 000 mm și o lățime de 8 000 mm — o căptușeală din blocuri refractare fabricate prin topire și turnare. Căptușeala a avut o grosime de 460 mm și a fost protejată la început cu un rînd de cărămizi refractare obișnuite. Este de prevăzut că, folosind blocuri turnate care au porozitatea și permeabilitatea foarte mică și conductibilitatea termică și rezistența la abraziune deosebit de ridicate, se va obține o creștere însemnată a duratei căptușelii cuvei furnalului. Termocupluri plasate în căptușeală la nivelele de 2 440 mm și 4 880 mm indică o temperatură mai scăzută decît în cazul cărămizilor refractare obișnuite (250°C față de 320—400°C), ceea ce confirmă condițiile favorabile de lucru ale noului tip de căptușeală.

Se propune, de asemenea, folosirea unui nou sistem de plăci de uzură la gît, care nu cad în furnal cînd zidăria pe care se sprijină se uzează, plăcile fiind suspendate de construcţia metalică.

Ţinînd seamă de îmbunătăţirile care se realizează în prezent în domeniul răcirii, se apreciază că în viitor se va putea realiza pînă la 6 mil. t fontă, într-o singură campanie a furnalelor.

Reglarea automată a regimului termic al furnalului. Gotlib A. D., Himmelfarb A. A., Efimenko G. G., Lapa A. M., Polovcenko I. G., Grişko V. A., Ceciuro A. N. şi Harcenko N. M. Stal, nr. 7, 1965, p. 585—589.

Sistemele actuale de reglare a regimului termic al furnalelor prezintă o serie de inconveniente, determinate în primul rînd de faptul că datele iniţiale pentru reglare sosesc cu întîrziere, cînd regimul termic al furnalelor a suferit deja schimbări. Pentru a se înlătura acest neajuns este necesar să se controleze continuu acţiunea termică şi reducătoare a gazelor, care depinde la rîndul ei de distribuţia gazelor în coloana de materiale în cursul coborîrii acestora în furnal. Distribuţia gazelor în furnal depinde de proprietăţile fizice ale încărcăturii, de repartiţia acesteia la gura de încărcare şi în cursul coborîrii. Chiar şi atunci cînd încărcătura este bine pregătită, acţiunea gazelor depinde în mare măsură de dimensiunile, forma şi natura suprafeţei bucăţilor. Un factor important care influenţează asupra regimului termic al furnalelor este raportul dintre gradul de reducere directă şi indirectă. De aceea, compoziţia gazelor reflectă o stare medie a proceselor de reducere, în părţile superioară şi inferioară ale furnalului, la un moment dat. Pornindu-se de la aceasta, s-a elaborat un sistem de reglare a regimului termic al furnalului, pe baza compoziţiei gazului la gura de încărcare. Principiile reglării sînt următoarele : a) se determină consumul minim de cocs pentru elaborarea unei fonte cu o anumită compoziţie, din materiale cu anumite caracteristici, şi se determină prin calcul variaţia consumului minim de cocs în raport cu modificarea condiţiilor pentru care a fost calculat ; b) se menţin în permanenţă parametrii procesului la un nivel care să asigure elaborarea fontei cu compoziţia stabilită.

Consumul minim de cocs se calculează cu ajutorul unei maşini de calcul. Parametrii procesului se menţin la nivelul necesar pe baza relaţiilor următoare. Dacă se intensifică reducerea indirectă, care se produce fără consum de căldură la temperaturi sub 1 000°C, are loc o creştere a conţinutului de CO_2 în gaz şi concomitent — o scădere a conţinutului de CO. Căldura disponibilă poate fi folosită pentru elaborarea unei cantităţi suplimentare de fontă. Dacă însă se intensifică reducerea directă, gazul se îmbogăţeşte în CO, iar conţinutul de CO_2 scade puţin, ca urmare a creşterii volumului total al gazelor, iar suma (CO_2 + CO) creşte. Folosirea relaţiilor de mai sus este complicată de faptul că compoziţia gazului reflectă atît procesele din partea superioară a furnalului, cît şi cele din partea inferioară. Compoziţia gazului este influenţată şi de alţi factori, ca : consumul de calcar, tipul de minereu etc. Pe baza acestor consideraţiuni, s-a alcătuit un algoritm care s-a impus maşinii de calcul SM—2, instalată la furnalul A al uzinei „Dzerjinski". Ca traductori pentru informaţiile iniţiale s-au folosit analizoare de gaz de tip OA—2109 şi OA—2209. Eroarea maximă a acestor analizoare este de 1,75% CO şi 1,0% CO_2.

În urma perfecţionărilor aduse, eroarea a fost micşorată la 0,18% CO şi 0,135% CO_2. Pentru măsurarea temperaturii s-a folosit un pirometru de radiaţii. Rezultatele obţinute sînt parţial ilustrate de datele din tabela 1 (furnalul A este cel la care au fost efectuate încercările, iar furnalul B este un furnal reprevăzut cu sistem de reglare).

Tabela 1

Indicatorii tehnico-economici	Furnalul A	Furnalul B
Productivitatea, %	110,8	100
C.U.V.U.	0,611	0,676
Consumul de (t/t fontă) :		
cocs	0,583	0,622
aglomerat	2,014	2,064
minereu	0,001	0,024
calcar	0,145	0,144
Presiunea gazului, at	0,998	0,994
Temperatura gazului, °C	248	344

Întrucît algoritmul de reglare a fost întocmit în ipoteza că conţinutul de praf în gaz este constant, reglarea regimului termic al furnalului prin metoda descrisă este posibilă numai la un mers uniform.

Tratamentul oţelului electrotehnic lichid după evacuarea lui din cuptor. Oics G. N., Sokolov G. A., Zuev I. M., Petrov V. K., Zubarev A. G. şi Klimaşin P. S. Stal, nr. 8, 1965, p. 711 — 715.

De mai mulţi ani se consideră că un mijloc eficient de îmbunătăţire a calităţii oţelului electrotehnic este tratamentul sub vid. Îmbunătăţirea proprietăţilor magnetice ale oţelului a fost explicată prin conţinutul mai redus de carbon şi sulf, ca urmare a regimului termic mai intens al şarjelor. Tratamentului sub vid i s-a atribuit doar reducerea conţinutului de hidrogen în oţel.

În ultimii ani s-a constatat însă că tratamentul sub vid al oţelului electrotehnic nu este eficace, şi o serie de uzine au renunţat să-l mai practice. Paralel au fost găsite căi de reducere a conţinutului de carbon şi sulf şi fără a se recurge la supraîncălzirea oţelului.

În momentul de faţă se pune totuşi problema îmbunătăţirii calităţii oţelului electrotehnic, în special pe linia reducerii conţinutului de elemente însoţitoare dăunătoare şi de incluziuni nemetalice. S-au efectuat o serie de încercări industriale, în scopul stabilirii variantei optime de tratament al oţelului în afara cuptorului, capabile să asigure o îmbunătăţire a calităţii oţelului, în sensul menţionat mai sus. Încercările au fost efectuate într-o oţelărie electrică dotată cu o instalaţie de vid care asigură reducerea presiunii pînă la 4—10 torr. S-a experimentat tratarea sub vid a oţelului în oala de turnare, turnarea dintr-o oală în alta şi tratamentul combinat sub vid şi cu zgură.

La tratamentul sub vid în oala de turnare s-a constatat o reducere cu 10—15% a conţinutului de hidrogen în oţel.

În tratamentul sub vid prin metoda turnării dintr-o oală în alta, conţinutul de hidrogen a scăzut cu 30%. În general însă, pe baza studiului minuţios al calităţii oţelului se poate afirma că tratamentul sub vid în cele două variante de mai sus nu poate asigura o îmbunătăţire satisfăcătoare a calităţii oţelului electrotehnic. Aceasta se explică prin specificul compoziţiei chimice a oţelului electrotehnic : datorită conţinutului ridicat de siliciu şi conţinutului scăzut de carbon, nu poate să ia amploare procesul de dezoxidare cu carbon, ceea ce împiedică eliminarea gazelor şi incluziunilor nemetalice.

În urma încercărilor efectuate s-a constatat că rezultate foarte bune pot fi obţinute prin tratarea combinată a oţelului, sub vid şi cu zgură. Se foloseşte în acest scop zgura albă, care se evacuează din cuptor împreună cu oţelul. Observaţiile efectuate au arătat că numai prin evacuarea ei împreună cu oţelul zgura albă este insuficient folosită. Coeficientul de repartiţie a sulfului între oţel şi zgură nu depăşeşte în acest caz valoarea de 50—70. Metoda de lucru propusă de autori constă în aspirarea zgurei din oala de turnare în oala instalată în camera de vid şi apoi transvazarea oţelului din oala în care a fost evacuat , în oala din camera de vid.

Zgura este aspirată din prima oală de turnare şi trecută în cea de-a doua cu ajutorul dispozitivului din figura 1 (*a* — braţ de aspirare ; *b* — tub vertical de scurgere ; *c* — capac de închidere ; *d* — ejector cu aer ; *e* — filtru ; *f* — conductă pentru evacuarea gazelor).

Compoziţia zgurei este dată în tabela 1 (I′ — la evacuarea din cuptor ; I şi II — din oală, înainte şi după tratamentul sub vid ; II′ — din oală, după turnare).

Tabela 1

	CaO	SiO_2	MgO	Al_2O_3	Fe_{tot}	MnO	S	$B = \frac{CaO}{SiO_2}$
I′	55,4	20,2	16,2	5,2	0,51	0,10	0,17	2,74
I	49,0	21,1	19,2	6,6	0,63	0,12	0,27	2,32
II	44,8	24,2	18,3	7,9	0,61	0,11	0,32	1,85
II′	43,9	26,8	13,8	9,3	0,39	0,10	0,31	1,64

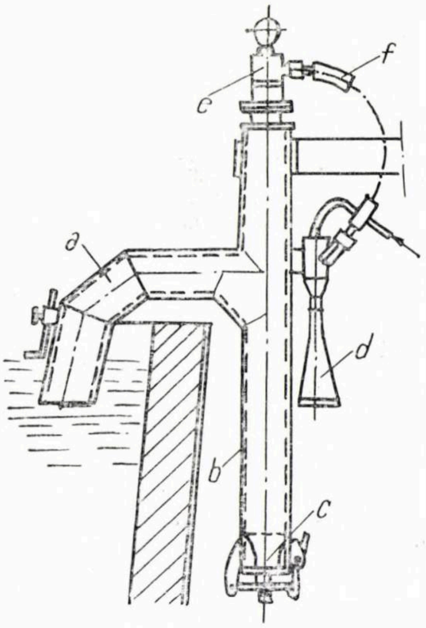


Fig. 1

Prin această metodă s-a realizat un coeficient de repartiție a sulfului egal cu 100, reușindu-se să se îndepărteze 80 % din sulful inițial. Cantitatea de sulf care se îndepărtează crește proporțional cu conținutul inițial de sulf al oțelului (fig. 2).

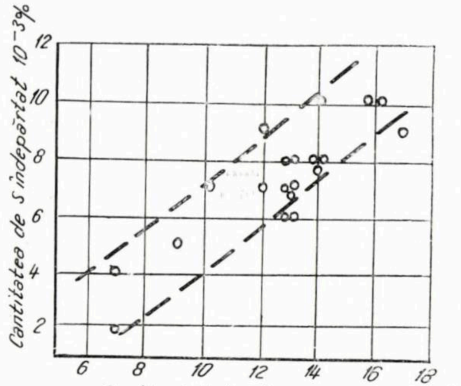


Fig. 2

Conținutul de sulf după tratamentul de mai sus a fost de 0,002 – 0,004 %.

Conținutul de incluziuni nemetalice scade, în urma tratamentului, cu 40 %.

Ca urmare a purificării oțelului are loc și o îmbunătățire a proprietăților electromagnetice mai ales în cazul tablei cu grosimea de 0,5 mm.

Influența proprietăților varului asupra elaborării oțelului în convertizoare bazice cu oxigen. Behrens K. F., Koenitzer J. și Kootz T. Journal of Metals, vol. 17, nr. 7, 1965, p. 776 – 784.

La elaborarea oțelurilor moi în convertizoare bazice cu insuflare de oxigen, s-a constatat o variație sensibilă a conținutului de sulf, fosfor și mangan, la sfîrșitul perioadei de insuflare. De asemenea, s-a observat că în anumite perioade, de ordinul a cîto va zile sau chiar săptămîni, menținerea sulfului și fosforului sub limita impusă se realiza cu dificultate, deși în mod curent se obținea un conținut suficient de mic de sulf și fosfor.

În perioadele în care elaborarea decurgea cu dificultăți, zgura era vîscoasă la sfîrșitul perioadei de insuflare și conținea bucăți de var nedizolvat. Examinarea varului în perioadele în care prezenta solubilitate scăzută a pus în evidență faptul că multe bucăți de var erau de culoare închisă și aveau densitate ridicată. Proporția de var praf era foarte mică. Atunci cînd elaborarea decurgea bine din punct de vedere metalurgic, varul era de culoare albă, proporția de praf era ridicată și solubilitatea în zgură, bună.

În colaborare cu producătorii de var, au fost întreprinse cercetări pentru a stabili o legătură între proprietățile varului și mersul elaborării, dîndu-se o atenție specială dimensiunii bucăților de var și temperaturii de ardere.

Pentru aprecierea gradului de ardere se măsoară viteza de dizolvare a varului în apă, prin determinarea cantității de căldură degajată. Cu cît gradul de ardere este mai mare, cu atît solubilitatea varului în apă este mai bună.

Pe baza acestor determinări s-a ajuns la concluzia că varul, care provoacă dificultăți metalurgice, este un var ars la temperaturi ridicate. Astfel, varul folosit a fost împărțit în două clase : var ars puternic și var ars moderat.

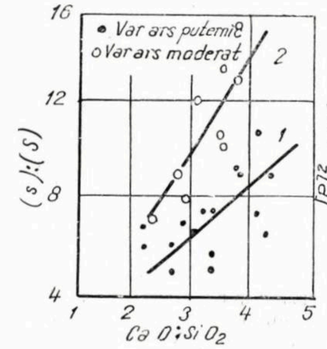


Fig. 1

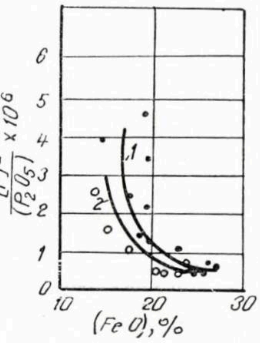


Fig. 2

Zgurele formate cu var ars puternic au un conținut mai ridicat de oxid feros și un conținut mai mic de CaO, în comparație cu zgurele alcătuite din var ars moderat. Conținutul de CaO este cu circa 11 % mai mic.

De asemenea, în primele zgure, limitele în care variază oxidul feros și calcea sînt mai mari decît în zgurele cu var ars moderat. Conținutul de SiO_2 și P_2O_5 este practic același în cele două tipuri de zgure.

Zgurele formate cu var ars puternic sînt mai vîscoase decît atunci cînd se folosește var ars moderat. Analiza chimică a pus în evidență în zgurele formate cu var ars puternic, în probe luate cu lingura, o pronunțată neomogenitate chimică în Fe, Mn, silicați și oxizi.

Varul ars moderat formează zgure cu o capacitate mai mare de absorbție și de reținere a sulfului, după cum se arată în figura 1.

Îndeosebi, pentru un conținut mic de FeO, zgurele formate cu var ars moderat asigură obținerea unui oțel cu conținut mai mic de fosfor, în raport cu cele alcătuite cu var ars puternic (fig. 2).

În cazul cînd rafinarea este prelungită pînă la realizarea unui conținut mai ridicat de FeO în zgură, deosebirea între capacitățile de defosforare a celor două tipuri de zgure practic dispare.

Cercetările microscopice au arătat că în varul ars moderat cristalitele sînt de circa 10 ori mai mici decît în varul ars puternic, ceea ce explică deosebirea de reactivitate a celor două calităţi de var. S-a stabilit, de asemenea, că densitatea varului ars moderat este mai mică decît a celui ars puternic, ceea ce indică o porozitate şi o reactivitate mai ridicată pentru varul ars moderat.

S-a ajuns la concluzia că este necesar a se elimina varul ars puternic, prin sortarea manuală pe bază de culoare. În viitor se întrevede sortarea varului prin procedee bazate pe deosebirea de densitate.

Utilizarea şinelor de glisare metalice în cuptoare cu propulsie. Strähuber H. F. Stahl und Eisen, nr. 9, 1965, p. 550—555.

Laminorul de tablă groasă de la Mannesmann-Huckingen este prevăzut cu două cuptoare cu propulsie de 50 t/h, avînd dimensiunile vetrei utile de 23,3 × 6,6 m (154 m²) şi servind pentru încălzirea bramelor de minimum 110 × 900 × 1 750 mm (1,35 t) şi de maximum 250 × 2 000 × 3 000 mm (11,8 t).

Cuptoarele sînt prevăzute cu 5 zone, sînt încălzite cu gaz metan (7 600 kcal/Nm³) şi au o capacitate calorică maximă de 32 × 10⁶ kcal/h.

Caracteristica principală a cuptoarelor constă în construcţia nouă a şinelor de glisare (fig. 1 : *1*—ţeavă purtătoare ; *2*—carcasă ; *3* — element de glisare ; *4* — elemente ceramice ; *5*—izolaţie laterală ; *6* — susţinere ceramică ; *7* —suporţi) care sînt în număr de patru fiind aşezate la o distanţă de 1 450 mm între ele. Şinele de glisare se compun din ţeava purtătoare, de formă dreptunghiulară, prin care se circulă apă de răcire sau aburi fierbinţi la presiune înaltă şi pe care prin intermediul unei carcase şi elemente ceramice sînt aşezate părţile de glisare, care sînt protejate în exterior prin elemente ceramice izolante. Această construcţie are următoarele avantaje : modul de rezistenţă ridicat al ţevii purtătoare ; presiunea exercitată de brame este preluată de elementele ceramice dintre carcase care o transmit la ţeava purtătoare ; nu există contact direct între bramă şi ţeava răcită cu apă astfel că nu se produce o răcire locală a materialului.

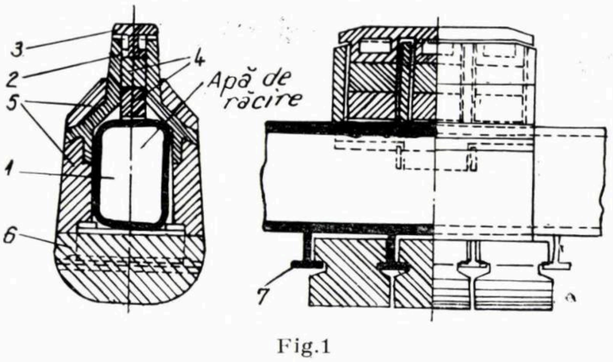


Fig.1

Elementele de glisare au fost făcute dintr-un aliaj cu 18 % Cr şi 38 % Ni în zona de preîncălzire şi dintr-un aliaj cu 30 % Cr şi 50 % Ni, în zona de încălzire. Ulterior, în regiunile cu solicitarea termică maximă, s-a folosit un aliaj cu 30 %Cr şi 50 % Co. După circa un an de exploatare nu se remarcă o uzură importantă a şinelor de glisare.

În cele 2 cuptoare s-au încălzit în circa un an 330 000 t brame, iar producţia maximă a unui cuptor a fost de 24 000 t/lună, ceea ce corespunde la o productivitate de 64,2 t/h(pe ora efectivă) sau 43 t/h (pe ora nominală). Consumul de combustibil a fost de 330—500 kcal/kg pentru productivităţi de 60—20 t/h (pe ora nominală). În cadrul experimentărilor s-a realizat la unul din cuptoare un consum de 335 kcal/kg şi o productivitate de 57,5 t/h, la o încărcare a vetrei de numai 77 %. Din bilanţul termic rezultă că din cantitatea de căldură introdusă, circa 60 % este consumată pentru încălzirea bramelor, circa 22 % este evacuată prin gazele arse, 7 % prin apa de răcire , iar restul se pierde prin pereţi şi uşi.

Rezultatul cel mai important al noilor şine de glisare a fost obţinerea unei încălziri omogene, fără dungi negre pe brame în porţiunile de contact cu şina, ceea ce asigură obţinerea unor table cu variaţii mai mici de grosime.

În urma rezultatelor bune obţinute, se prevede prelungirea şinelor de glisare, de construcţie nouă, pînă la capătul zonei de egalizare.

Proba cu ceşcuţe, procedeu de încredere pentru determinarea proprietăţii de ambutisare. Sinay G. Kohàszati Lapok, nr. 6, 1965, p. 267—274.

Ambutisabilitatea este o proprietate tehnologică a tablelor şi benzilor. Ea se determină de regulă tot prin probe bazate pe procedee tehnologice. Dintre acestea unele s-au stabilit mai demult, altele sînt mai recente. Numărul mare al procedeelor de încercare cunoscute şi apariţia altora noi denotă că încercarea proprietăţii de ambutisare nu este încă pusă unanim la punct nici astăzi.

Procedeele de încercare principale şi vechimea lor : Erichsen — 1914 ; Siebel-Pomp—1929 ; Sachs—1930 ; Ambutisări de ceşcuţe — din 1927 pînă astăzi ; Schmidt — 1929 ; Engelhardt — 1958 ; Swift — 1954 ş. a.

Swift a arătat că diametrul critic la încercările cu ceşcuţe depinde, în mare măsură, de forma ceşcuţelor. Ca urmare, a trecut la folosirea de poansoane de diferite forme : cu fundul plat sau rotund, sferice sau eliptice etc.

Autorul, pe baza cercetărilor proprii, consideră indicat ca pe lîngă un poanson plat cu diametrul de 33 mm şi racord $r = 5$ mm, un poanson semisferic cu $r = 33 : 2 = 16{,}5$ mm, să se folosească şi un poanson intermediar cu $r = 12$ mm. În practica autorului s-a dovedit corect ca să se utilizeze rondele cu diametrul cuprins între 64 şi 70 mm, la diferenţă de cîte 2 mm (64, 66, 68 şi 70).

Din cercetările publicate în literatura de specialitate se desprinde faptul că încercarea la tracţiune poate da indicaţii utile privind proprietatea de ambutisare. În ceea ce priveşte contracţia la încercarea de tracţiune, nu este indiferent dacă ea se realizează mai mult prin contracţie în lăţime sau prin contracţie în grosime. În articol se iau în considerare următorii coeficienţi de anizotropie :

$$R' = \frac{l_0 - l_1}{g_0 - g_1} \text{ şi } r' = \frac{(l_0 - l_1)/l_0}{(g_0 - g_1)/g_0},$$

unde l_0 este lăţimea iniţială ; l_1 — lăţimea finală ; g_0 — grosimea iniţială ; g_1 — grosimea finală.

Autorul vede posibilă legarea coeficienţilor R' şi r' de determinarea corectă a proprietăţii de ambutisare. Răspuns complet nu s-a putut da din cauza numărului relativ redus de încercări şi a problemelor practice legate de măsurări de exemplu, din cauza valorilor diferite ale coeficienţilor R' şi r' în direcţiile 0,45 şi 90 grade faţă de direcţia de laminare.

Avantajul utilizării coeficienţilor de anizotropie constă în faptul că, cu ajutorul lor se pot cerceta şi table mai groase de 2 mm în ceea ce priveşte ambutisabilitatea, adică grosimi mai mari decît cele care pot fi cercetate prin procedeele convenţionale.

Coeficienţii de corelaţie între indicatorii diferitelor procedee de încercare a proprietăţilor de ambutisare se dau în tabela 1 (după Fukui).

Tabela 1

Procedeul	r' coeficient anizotropie	Proba Siebel	Alungirea totală	Rezistenţa la tracţiune	Proba Erichsen
Swift (poanson plat)	0,91	0,76	0,58	−0,44	0,39
Swift (poanson semisferic)	0,86	0,64	0,84 0,90	−0,64	0,62
Indicatorul Erichsen	0,63	0,64	0,87	−0,82	—
Rezistenţa la tracţiune	−0,49	−0,37		—	—
Alungirea totală	0,71	0,55	—	—	—
Proba Siebel	0,76	—	—	—	—

CRONICĂ

Conferinţa de mecanică

Între 27 şi 30 septembrie 1965 s-au desfăşurat în Bucureşti lucrările Conferinţei de mecanică, organizată de Academia Republicii Socialiste România, în colaborare cu Ministerul Învăţămîntului.

La această manifestare la care a luat parte un mare număr de specialişti în domeniul mecanicii din institutele de cercetări ale Academiei, din institutele de învăţămînt superior, din centrele de cercetări departamentale şi din laboratoare uzinale, din ţară şi străinătate, au fost prezentate 328 referate, dintre care 60 aparţin specialiştilor străini din Belgia, R. P. Bulgaria, R. P. Chineză, R. S. Cehoslovacă, Franţa, Grecia, R. D. Germană, R. F. Germană, Italia, India, Japonia, R. P. Polonă, R. P. Ungară, U.S.A., U.R.S.S., R. S. F. Iugoslavia.

Au fost prezentate atît lucrări cu caracter fundamental dar cu o mare valoare aplicativă, cît şi lucrări avînd o legătură mai imediată cu producţia, realizîndu-se astfel o îmbinare armonioasă a cercetărilor fundamentale cu cele aplicative.

Lucrările conferinţei s-au desfăşurat pe zece subsecţii, grupate în patru secţii:

— secţia I, Mecanică generală, cu subsecţiile : probleme generale de mecanică şi probleme de aeroastronautică ;

— secţia a II-a, Mecanica solidelor, cu subsecţiile ; elasticitate, plasticitate, reologie, statistica şi dinamica construcţiilor, vibraţii, teoria plăcilor, teoria mecanismelor, mecanica solului, organe de maşini şi încercări de materiale ;

— secţia a III-a, Mecanica fluidelor, cu subsecţiile : fluide incompresibile, dinamica gazelor şi magnetofluidodinamica, fluide vîscoase, strat limită, turbulenţă, transfer de căldură, hidraulică generală şi medii poroase, lubrificaţie, frecare, uzură ;

— secţia a IV-a, Istoria şi învăţămîntul mecanicii, cu subsecţiile : istoria mecanicii şi învăţămîntul mecanicii.

Prin tematica sa largă şi prin valoarea ştiinţifică a lucrărilor prezentate, Conferinţa de mecanică aduce o contribuţie la apropierea dintre cercetătorii în problemele fundamentale şi cei care lucrează în învăţămînt, în laborator şi în producţie, şi va grăbi aplicarea în practică a numeroase rezultate valoroase obţinute de către cercetători în domeniul mecanicii.

Ing. *Eliza Petrescu*

RECENZII

SUZANA GÂDEA şi M. PROTOPOPESCU : **Aliaje neferoase.** Bucureşti, Editura tehnică, 1965, 452 pag., 247 tabele, 300 fig.

Metalele şi aliajele neferoase au o necontestată importanţă pentru realizarea şi progresul tehnic şi economic în domenii însemnate ale economiei naţionale, cum sînt construcţia de maşini cu diferitele ei ramuri, industria chimică, industria electrotehnică etc. În raport cu acest rol de seamă, în ţara noastră s-a dezvoltat şi se va dezvolta în viitor, într-un ritm şi mai accentuat, prospectarea zăcămintelor de metale neferoase, extragerea, concentrarea şi prelucrarea metalurgică a minereurilor neferoase, în vederea satisfacerii necesităţii de a se pune la dispoziţia industriei cantităţi din ce în ce mai mari din aceste metale şi din aliajele lor.

Numărul acestor metale şi în special numărul aliajelor este foarte mare, varietatea de proprietăţi tehnologice (de prelucrare) şi de utilizare (de aplicaţie) care caracterizează fiecare metal şi fiecare aliaj în parte fie în stare brută, fie după aplicarea unor tratamente termice corespunzătoare este foarte mare şi limitele de variaţie ale valorilor caracteristice pentru aceste proprietăţi sînt foarte diferite de la un metal sau aliaj la altul.

De aceea, o corectă utilizare tehnică, care să valorifice la maximum proprietăţile intrinseci ale metalelor şi ale aliajelor neferoase, astfel încît în acelaşi timp soluţiile să fie şi economice — condiţie indispensabilă în domeniul acestor materiale care, în marea lor majoritate trebuie considerate ca deficitare pe plan mondial — presupune posedarea şi aplicarea cu rigurozitate a unui foarte important volum de cunoştinţe ştiinţifice şi practice-aplicative, referitoare la aceste metale şi aliaje. Aceste cunoştinţe nu se găsesc în publicaţiile tehnice româneşti decît sub o formă incompletă, fragmentate şi foarte dispersate în numeroase lucrări, întocmite în general la un nivel ştiinţific nesatisfăcător.

De aceea, se consideră că prezenta lucrare, remarcabilă prin bogăţia şi varietatea informaţiei universale pe care se bazează şi prin nivelul ştiinţific ridicat la care se situează, umple un gol îndelung şi neplăcut resimţit în literatura noastră tehnică ştiinţifică, venind să acorde ajutor, îndrumare şi informare atît lucrătorilor din domeniul metalurgic, cît şi — ceea ce dorim să subliniem în mod deosebit — lucrătorilor din domeniile construcţiei de maşini şi industriilor electrotehnice, chimice etc., ajutîndu-i să aleagă, pentru scopul urmărit, adică pentru obiectul concret, nominalizat, care trebuie realizat, metalul sau aliajul neferos cel mai indicat, să adopte şi să aplice acel tratament termic capabil să pună în valoare, în măsura maximă, proprietăţile utile ale acestora, indiferent dacă activitatea acestor persoane se desfăşoară la nivelul producţiei, al institutelor de proiectare sau de cercetare sau în învăţămîntul tehnic superior.

Lucrarea cuprinde următoarele părţi :

Introducerea, în care se dau informaţii istorice şi economice asupra evoluţiei producţiei de metale neferoase pe plan mondial şi se arată perspectivele dezvoltării viitoare, în general, şi în special în România.

În capitolul I se face teoria aliajelor neferoase, tratîndu-se la un nivel ştiinţific ridicat dar într-un stil remarcabil de clar şi de concis — caracteristic de altfel pentru întreaga lucrare — despre clasificarea metalelor neferoase şi a aliajelor neferoase, despre constituenţii structurali şi despre termodinamica sistemelor de aliaje neferoase şi, în sfîrşit, despre proprietăţile în general ale metalelor şi aliajelor neferoase.

În capitolul al II-lea se expun principiile tratamentelor termice aplicate aliajelor neferoase, tratîndu-se despre transformările în stare solidă care au loc în aliaje sub influenţa variaţiilor de temperatură, despre clasificare, pe această bază, a tratamentelor termice şi, în sfîrşit, despre caracteristicile teoretice şi de execuţie practică ale diferitelor forme de tratament termic aplicabile şi despre influenţa acestora asupra proprietăţilor.

În capitolele următoare (de la III la X) se prezintă pe rînd, după un plan unitar, aplicat identic la fiecare capitol în parte, caracteristicile ştiinţifice şi tehnice, întîi ale metalului de bază, apoi ale aliajelor sale (aliajele cu bază de cupru ; aliajele cu bază de nichel ; aliajele metalelor preţioase ; aliajele cu bază de aluminiu ; aliajele cu bază de magneziu sau de beriliu ; aliajele cu bază de zinc sau de cadmiu ; aliajele cu bază de staniu ; aliajele cu bază de plumb ; titanul).

La fiecare capitol se începe cu descrierea metalului de bază, în două subcapitole : metalul elementar și metalul industrial.

Despre metalul elementar se dau date cu privire la răspîndirea geologică a metalului și la volumul producției mondiale în diferite perioade, se indică caracteristicile atomice, se dau proprietățile fizice, chimice, mecanice, tehnologice (inclusiv indicații asupra tratamentelor termice de aplicat cu toate detaliile necesare cazului particular), se indică proprietățile de coroziune, înscriindu-se în text multe tabele și grafice. Se prezintă impuritățile de diferite ordine — solubile, insolubile, compuși definiți fragili, compuși definiți greu fuzibili, gaze etc. — existente în metal și influența lor asupra proprietăților acestuia.

În subcapitolul al doilea, consacrat metalului industrial, se descriu compoziția, formele de prezentare, proprietățile și utilizările industriale ale acestuia, folosindu-se tabele și grafice, care reproduc nivelul standardizării sau normării tehnice din țara noastră și din principalele țări industriale ale lumii (U.R.S.S., S.U.A., R.F.G., Franța, Italia, Anglia etc.).

Al treilea și eventual următoarele subcapitole sînt destinate prezentării aliajelor sau grupelor principale, mari, de aliaje ale metalului de bază (de pildă alamele și bronzurile în cazul cuprului). Se tratează și aici foarte sistematic și complet, pe baza interpretării științifice a diagramelor de echilibru termodinamic ale diferitelor sisteme de aliaje, despre compoziția, structura, impuritățile, proprietățile tehnologice (de turnare, de modificare metalurgică, de prelucrare plastică la cald sau la rece și de tratare termică), despre proprietățile de utilizare (mecanice, chimice, fizice) ale aliajelor și se dau indicații concrete de întrebuințare pentru confecționarea anumitor obiecte, cu aceeași bogată și multilaterală informare și cu aceeași prezentare clară și cursivă, sprijinită din abundență prin tabele și diagrame.

Conf. ing. *C. Wanyorek*

E. I. HRAPKOVSKII. **Struktura i procinosti tonkostennîh otlivok iz serovo ciuguna** (Structura și rezistența pieselor cu pereți subțiri din fontă cenușie). Editura Mașinostroenie, 1965, 115 pag., 35 fig. și 14 tabele.

În lucrarea recenzată autorul analizează în principal coreația dintre structura primară și rezistența fontelor cenușii turnate în piese cu pereți subțiri (pentru mașini agricole, automobile etc.). Este, poate, prima lucrare apărută pînă în prezent care își propune să precizeze noțiunea de structură primară la fontele cenușii hipoeutectice și eutectice, să scoată în evidență influența hotărîtoare a acesteia asupra rezistenței la tracțiune și uzură.

Lucrarea cuprinde trei capitole :

Cap. I : Studiul eficienței metodelor existente de determinare a structurii și proprietăților fontei cenușii ; Cap. II : Studiul metodelor noi de apreciere a structurii și proprietăților fontei cenușii turnate în piese și Cap. III : Alierea fontei cu fosfor, ca metodă de îmbunătățire a structurii și proprietăților fontei cenușii.

În legătură cu această problemă, autorul prezintă numeroase date experimentale (proprii și din literatură), le interpretează critic și ajunge la o serie de considerații originale și interesante, care uneori sînt în contradicție cu cunoștințele clasice dobîndite de turnători în școli și din literatura tehnică de specialitate.

Astfel, în lucrare se aduc precizări și interpretări interesante, în ceea ce privește : influența dimensiunilor celulelor eutectice și a zonelor dintre celule asupra rezistenței la tracțiune ; rolul minor al structurii secundare la fontele cenușii asupra proprietăților de rezistență ; influența fosforului asupra structurii primare a fontelor cenușii ; formarea eutecticului fosforos la limita grăunților primari ; corelația dintre solidificare ; viteza la răcire și formarea structurii primare.

Se prezintă o metodă de determinare cantitativă a structurii primare a fontelor cenușii, care poate avea o mare aplicație practică.

Deosebit de interesante sînt, de asemenea, considerațiile privind natura limitelor grăunților primari la fontele cenușii cu conținut ridicat de fosfor.

Desigur, unele din concluziile autorului sînt discutabile și trebuie verificate (de exemplu, cea privind structura celulelor eutectice la fontele cu grafit interdendritic ; formarea eutecticului fosforos la limitele grăunților).

În lucrare apar și unele greșeli (contrazicere între text și figuri, pag. 40, fig. 9 și tabela 3), lipsuri (nu se indică mărimea la care s-au fotografiat microstructurile, metodele de atac pentru determinarea macrostructurii etc.).

Nu se ia în considerare influența dendritelor de austenită (fie ele în cantitate mică), atunci cînd se precizează corelația dintre structura primară și rezistență.

Scrisă la un nivel științific înalt, lucrarea recenzată este de un real folos tuturor specialiștilor care lucrează în domeniul turnării fontelor.

Dr. ing. *L. Sofroni*

J. A. BELK. **Vacuum techniques in metallurgy** (Tehnica vidului în metalurgie). Oxford, Pergamon Press, 1963, 232 pag.

Lucrarea reprezintă un manual succint care pune la îndemîna cititorilor nu numai elementele esențiale ale metalurgiei vidului ci și numeroase descrieri de procedee tehnologice, instalații și utilaje, reprezentînd, în momentul de față, principalele aplicații ale vidului în metalurgie.

După o recapitulare sumară a principalelor legi fizice și chimice privind reacțiile dintre metale și mediul înconjurător (gazele din atmosferă și peretele creuzetului), se analizează cinetica acestor reacții care se supun ecuației lui Arrhenius.

Într-un capitol special se analizează utilajele generatoare de vid : pompele de vid, de diferite tipuri, tubularea, recipientul de vid, aparatajul de măsurare a vidului etc. O dificultate de seamă, căreia mecanicii instalațiilor de vid trebuie să-i facă față, este aceea a defectării scăpărilor. Conceput într-un spirit practic, manualul pune la îndemîna lucrătorilor din exploatare o serie de metode de verificare a etanșeității instalațiilor de vid.

Deși primele brevete privind degazarea în vid a metalelor datează de la sfîrșitul secolului al XIX-lea, aplicarea pe scară industrială a procedeului datează de prin 1950 cînd, o dată cu perfecționarea pompelor de vid, s-a ajuns la concluzia că eliminarea hidrogenului din oțel, prin tratament în vid, este în unele cazuri mai avantajoasă decît tratamentul termic. În cadrul unui capitol special se analizează cele trei procedee principale de degazare : în oală (oala sau lingotiera cu metal lichid este introdusă într-o cameră cu vid), progresivă (parte din metalul topit este eliminat din oală, degazat și apoi returnat, procesul repetîndu-se) și în flux (metalul este vărsat dintr-o oală obișnuită într-o altă oală sau lingotieră aflată într-o cameră de vid. În continuare, se arată sub formă de diagrame conținutul de gaze al oțelului înainte și după degazare, precum și efectul pe care reducerea conținutului de gaze îl are asupra proprietăților mecanice.

Lucrarea rezervă un loc important descrierii procedeelor de topire a oțelului în vid, folosind cuptoare de diferite tipuri : cu inducție, cu arc, cu fascicul electronic. Se arată criteriile după care metalurgistul alege unul sau altul din cuptoarele de mai sus, construcția cuptoarelor, alimentarea cu energie electrică, alcătuirea șarjei, caracteristicile procesului de topire, exploatarea cuptoarelor, măsurile de protecție a muncii, rezultatele obținute.

Metalurgia vidului are ca obiect, în primul rînd, procesul de topire, deoarece starea topită favorizează, din punct de vedere termodinamic și cinetic, reacțiile de purificare în vid. Lucrarea prezentată acordă un loc deosebit tratamentului în vid al metalului în stare solidă, care prezintă avantajul — față de tratamentul metalului lichid — de a nu necesita un creuzet pentru conținerea lichidului, extinzînd astfel considerabil gama surselor de căldură folosite. Vidul este folosit în tratamentul metalelor în stare solidă, ca atmosferă de protecție, pentru tratamentul metalelor foarte reactive la temperaturi înalte. Se descriu cuptoarele folosite în acest scop : cu încălzire exterioară, cu rezistență electrică internă, cu inducție, cu fascicul electronic. În continuare, se arată aplicațiile metalurgiei vidului la sinterizarea pulberilor metalice și la degazarea metalelor în stare solidă.

Un ultim capitol destinat „aplicațiilor speciale" înfățișează aplicațiile vidului la sudarea cu fascicul electronic, uzinarea cu fascicul electronic, distilarea metalelor volatile, depunerea peliculelor metalice, turnarea în vid etc.

Concepută pentru a veni în sprijinul celor care sub o formă sau alta proiectează sau deservesc instalații metalurgice cu vid, lucrarea întregită prin figuri și tabele răspunde scopului practic propus, deși insuficiența considerațiunilor economice îngreuiază desprinderea concluziilor necesare în aprecierea procedeelor prezentate de autor.

Ca o deficiență a lucrării se consideră faptul că nu se tratează aplicațiile elaborării în vid a oțelului la fabricarea oțelurilor înalt aliate.

De asemenea, ar fi fost interesant să se dezvolte mai mult aspectele tehnico-economice ale fiecăreia din variantele elaborării în vid.

Prezentarea unor instalații moderne de elaborare în vid, de capacitate diferită, ar fi întregit în mod util materialul deosebit de interesant cuprins în lucrare.

Ing. *S. Orăscu*

V. Moldovan. **Utilajul secțiilor de forjă.** București, Editura tehnică, 1965, 428 pag., 326 fig. și 77 tab.

După o expunere succintă în introducere a noțiunilor de bază ale deformării plastice a metalelor, se trece la clasificarea utilajelor secțiilor de forjă în: mașini pentru forjare-matrițare; utilaj auxiliar; agregate și linii automate. Bazat pe această clasificare, autorul trece în capitolele 2—6 la o tratare succesivă a principalelor grupe de mașini: ciocane, prese mecanice, prese hidraulice, utilaje speciale de forjat și utilaje auxiliare. Pentru fiecare din aceste grupe de utilaje se tratează, în cadrul capitolului respectiv, domeniul de utilizare, principiul de funcționare, iar la mașinile „clasice" (cap. 2,3 și 4) și calculele cinematice, hidraulice, termotehnice și de rezistență ale principalelor subansambluri și organe de mașini; în unele cazuri calculele teoretice sînt completate și cu exemple numerice din practică.

În continuare, autorul tratează aspectele generale ale problemei mecanizării și automatizării în secțiile de forjă, acordă un capitol separat calculului și construcției fundațiilor de ciocane (cap. 7) și exploatării raționale, modernizării și încercării utilajului de forjă (cap. 8) și își încheie lucrarea prin expunerea sumară a principalelor norme de tehnica securității la lucrul cu utilajele de forjă.

Autorul a căutat a trata, în mod sistematic, cele trei tipuri de probleme principale legate de utilajele de forjă: principiile constructive și de funcționare, calculul și proiectarea, precum și exploatarea și întreținerea. Avînd în vedere volumul limitat al lucrării, autorul nu a putut cuprinde decît în mod selectiv vastul material abordat, insistînd numai asupra problemelor considerate ca principale atît ca noțiuni de bază, cît și ca noutate tehnică, și extinzîndu-se în mai mică măsură asupra acelora pentru care a apărut deja literatură de specialitate în limba română.

Ținînd seamă de complexitatea materialului tratat și de caracterul inedit al acestei lucrări, în literatura noastră tehnică, este firesc ca lucrarea recenzată să prezinte și unele lipsuri. Repartizarea volumului diverselor capitole nu este suficient de echilibrată în funcție de importanța și perspectiva diverselor tipuri de mașini; astfel, capitolelor 2 și 7 (ciocane și fundații) li se acordă o dezvoltare nejustificat de mare (166 pag.) față de capitolele 3 (59 pag.) și 5 (32 pag.), respectiv prese mecanice și utilaje speciale de forjat, care cuprind un număr mult mai variat de tipuri și probleme mult mai diverse. Nu întotdeauna sînt tratate cele mai noi tipuri de utilaje existente (de ex: mașina GFM tip SFR 363 și cilindrul de forjare UK—250 nici nu se mai construiesc), iar în calculele din text s-au strecurat și greșeli (de ex: calculul fundației ciocanului pneumatic). Capitolul 8 nu este tratat suficient de sistematizat și la subcapitolul 8.2 nu se face o localizare a problemei privind linia de dezvoltare a forjelor în țara noastră. În cadrul utilajelor auxiliare era oportun a se trata, chiar numai sumar, și problema instalațiilor pentru încălzirea semifabricatelor destinate forjării și matrițării, care fac parte integrantă din utilajele secțiilor de forjă.

Lipsurile menționate nu afectează însă fondul evident bun și nivelul înalt al întregii lucrări, care prin probleme abordate acoperă un gol existent în literatura noastră în această specialitate. Modul de expunere logic și stilul clar și concis folosit, numeroasele figuri bine alese și diversele tabele ușurează mult asimilarea de către cititor a bogatului material prezentat, iar bibliografia numeroasă indicată permite aprofundarea la nevoie a materialului diverselor capitole.

Lucrarea publicată sub o formă grafică deosebit de bună, constituie un auxiliar prețios inginerilor și tehnicienilor care proiectează, construiesc, exploatează și întrețin utilajele de forjă, putînd fi utilă și personalului didactic și studenților din învățămîntul superior. Apariția lucrării s-a bucurat de mult interes din partea celor interesați. Considerăm ca oportună reeditarea lucrării într-o formă îmbunătățită.

Ing. *M. Codreanu*

REVISTA REVISTELOR

Stahl und Eisen nr. 17, 1965: Cercetări privind solidificarea oțelului turnat în stare necalmată; Dezoxidarea în vid cu ocazia degazării la scurgerea oțelului calmat și necalmat; Comportarea unui laminor bluming-slebing cu reglare modernă a numărului de rotații, în ceea ce privește repartizarea sarcinii; Probleme actuale privind gospodărirea apelor în uzinele siderurgice; Primele furnale înalte cu cocs din Germania, îndeosebi în Renania și Westfalia; Măsurarea reductibilității materialelor de încărcare pentru furnale; Insuflarea de cărbune în planul gurilor de aer la furnale; Un combinat siderurgic modern în S.U.A.; Cercetarea tehnică în exploatarea carboniferă.

Nr. 18, 1965: Informații pentru conducătorul sectorului de transport al unei uzine siderurgice; Caracterul rațional al centralismului în proiectarea, procurarea și darea în funcțiune a mijloacelor de transport pe sol; Siguranța de transport și ambalare; Transportul materialelor refractare în uzinele siderurgice; Posibilitățile de mecanizare și automatizare în transportul pe căi ferate uzinale; Proiectarea înzestrării cu mijloace de transport a depozitului de brame a unui laminor de benzi late la cald; Raționalizarea transportului ca problemă de organizare a exploatării la prelucrarea în continuare a sîrmei; Transportul oceanic al cocsului siderurgic german în Brazilia; Cercetarea posibilităților diferite de transport pe calea ferată a produselor plate de oțel în legături.

Nr. 19, 1965: Despre problema circulației azotului la procedeul insuflării, încercări cu un convertizor de 6 t; Încercarea pieselor forjate grele; Determinarea greutății specifice a tablelor electrotehnice din oțel silicios; Sudarea cu arc a oțelurilor de construcție sub oxid de carbon ca gaz de protecție; Congresul internațional al forjorilor la Berlin în 1965; Alimentarea cu benzi sau chible a furnalelor de mare capacitate; Procedeu pentru influențarea conținutului de nitruri în oțel; Trecerea în revistă a lucrărilor publicate în anii 1959/60.

Neue Hütte nr. 9, 1965: Perspectiva construcției de mașini energetice și concluziile privind cerințele ei față de metalurgie; Defecte la tratamentul termic al oțelurilor rapide; Automatizarea în laminoarele continue de profile ușoare; Desprăfuirea fumului brun la procedeul insuflării cu oxigen; Cîntărirea electronică a încărcăturii pentru cuptoare Martin pe vagoanele cu troci și a oțelului lichid pe macaraua de turnare; Descrierea zirconiului obţinut prin procedeul presării; Contribuţii la procedeul extruziunii; Cinetica separării carburii $(Fe,Cr)_{23}C_6$ din ferita oţelului X5CrNi18,9 depus la sudare; Controlul produselor laminate la cald prin raze gama; Aplicarea unui procedeu de măsurare magnetică pentru cercetarea metalurgică a oţelurilor austenitice; Despre efectul de presare la aliajele de aluminiu-magneziu; Cercetări privind conţinutul de hidrogen şi degazarea aliajelor aluminiu-siliciu; Cercetări de rezistenţă în mediu lichid pe produse sinterizate; Lumina xenon în microscopia metalelor; Sesiunea ştiinţifică „Forjarea oţelurilor greu deformabile'' a grupei de specialitate „Presare şi forjare''; Raport asupra celei de-a III-a Conferinţe internaţionale de metalurgie a pulberilor, ţinută la Eisenach de la 13 la 15 mai 1965.

Stal nr. 8, 1965: Date experimentale privind îmbogăţirea cu oxigen a aerului suflat în furnal; Acţiunea termică şi reducătoare a gazelor în cazul introducerii gazului metan în furnal: Despre critica nefundamentată a principiului lui Grüner; Construcţia termocuplelor pentru măsurarea temperaturii aerului cald şi a bolţii cauperelor; Dispozitiv pentru analiza automată a gazelor pe raza furnalului; Noi lucrări de cercetare; Perfecţionarea construcţiei cuptoarelor Martin de mare capacitate, de la uzina din Cereporeţk; Influenţa tratării oţelului cu zgure în stare solidă aspra comportării gazelor la solidificarea lingourilor; Expresia matematică a perioadei de afinare la cuptorul Martin; Elaborarea oţelului moale cu „capac chimic'', destinat fabricării tablei subţiri laminate la rece; Îmbunătăţirea calităţii oţelului pentru tablă laminată la rece; Din experienţa exploatării lingotierelor la uzina metalurgică din Cerepoveţk: Noi lucrări de cercetare; Prelucrarea, în afara cuptorului, a oţelului electrotehnic; Dimensiunile camerei pentru gaze la cuptoarele pentru fabricarea ferosiliciului; Experienţa folosirii aglomeratului manganos la elaborarea silicomanganului; Noi lucrări de cercetare; Folosirea şi mărirea puterii instalate la laminoarele degrosisoare; Punerea la punct a laminării tablelor subţiri la laminorul semicontinuu 2800/1700; Punerea în funcţiune a unei secţii pentru laminarea la rece a tablei; Despre plasticitatea oţelurilor electrotehnice la laminarea la cald; Influenţa structurii semifabricatului şi a modului de deformare asupra dedurificării ţevilor de oţel OH18N10T, deformate la rece; Influenţa metodei de elaborare asupra calităţii oţelului termorezistent DJ—1; Cîteva probleme ale activităţii economice la uzina de ţevi Severski; Preţurile de livrare ale oţelurilor de înlocuire; Experienţa exploatării cuptoarelor adînci cu recuperatoare ale blumingului de 1 150 mm, de la uzina din Cerepoveţk; Influenţa regimului de încălzire asupra gradului de aderenţă a arsurii pe oţel; Studiul comparativ al procesului de balotare a fierului vechi mărunt la presele „Sielig'' şi SPA—1000.

Liteinoe proizvodstvo nr. 9, 1965: Forme fără componentă silicioasă pentru turnarea aliajelor refractare şi ale metalelor cu temperatură ridicată de topire; Îndesarea amestecurilor de formare prin vibropresare; Precizia dimensională a formelor din amestecuri de nisip; Repartizarea siliciului şi magneziului în fonte; Influenţa temperaturii şi presiunii asupra asimilării magneziului în fonte; Automatizarea procesului de obţinere a fontei cu grafit nodular; Linie complet automatizată pentru producerea pieselor turnate; Calculul instalaţiilor de încălzire electrică directă a jetului de fontă lichidă; Despre procesul de lucru al maşinilor de împuşcat; Tăierea fontei fără folosirea fluxului; Despre structura fontelor albe înalt aliate cu crom; Despre grafitizarea fontei albe călite; Dizolvarea hidrogenului în aliajele de magneziu; Dezoxidarea complexă a oţelului cu carbon mediu; Influenţa încărcării neuniforme asupra procesului din cubilou; Rezistivitatea electrică a aliajelor aluminiu-siliciu; Elementele teoriei procesului de amestecare a materialelor de formare; Forme metalo-ceramice pentru piese din fontă; Dispozitiv pentru curăţarea formelor; Influenţa adaosurilor mici de bor asupra proprietăţilor oţelului înalt aliat cu mangan; Schimbarea mărcilor la miezurile verticale; Formă pentru turnarea sub presiune a unei piese cu dimensiuni mari; Turnarea sub presiune a pieselor pentru maşini textile; Echipament universal cu autorăcire pentru maşini de turnare centrifugală; Conveior pentru executarea modelelor fuzibile; Depozit mecanizat pentru lianţi lichizi; Dispozitiv de închidere pentru uscătoare rotative; Producţia de piese turnate în India; Despre noţiunea „sistem de alimentare''; Despre îmbunătăţirea indicatorilor tehnico-economici din turnătorie.

Giesserei nr. 17, 1965: Durabilitatea sculelor de aşchiere, caracteristică importantă a prelucrabilităţii—Noţiuni fundamentale şi metode de încercare; Sinteză anuală bibliografică privind procedeele şi instalaţiile de curăţare a pieselor.

Nr. 18, 1965: Calitatea oţelului de turnătorie nealiat, slab aliat cu Cr—Mo şi slab aliat cu Cr — Mo — V; Formarea suflurilor în fontele cu grafit lamelar în cazul utilizării miezurilor obţinute în cutii calde; Determinarea conţinutului de hidrogen în aliajele de aluminiu, cu ajutorul aparatului „Hycon-Tester''; Noi instalaţii pentru turnarea sub presiune; Sinteză de literatură anuală privind oţelurile turnate nealiate şi slab aliate.

Nr. 19, 1965: Cercetări comparative pivind prelucrabilitatea fontelor cenuşii; Sinteză bibliografică anuală privind maşinile de formare şi miezuri.

Kuznecino — stampovocinoe proizvodstvo nr. 8, 1965: Influenţa vitezei de deformaţie asupra focarului deformaţiei, la matriţarea la rece cu viteze înalte; Cercetarea influenţei asperităţii sculei asupra frecării exterioare la refulare; Dispozitiv cu radioizotopi pentru controlul grosimii la ştanţarea automată a tablelor; Variaţia coeficientului de separaţie a oţelurilor cu conţinut redus de carbon, la deformaţia datorită îmbătrînirii; Gîtuirea ţevilor cu suport axial; Asupra momentului de încovoiere şi a curburii remanente la îndoirea plastică a ţevilor; Asupra cauzelor de ştirbire a muchiilor de tăiere la matriţele de decupare din aliaje dure; Cercetarea eforturilor care acţionează în camera de lucru a preselor de pachetare; Tijă pentru ciocanul matriţor cu gaură cilindrică oarbă; O nouă construcţie a presei de forjat cu efortul de 36 t; Despre calculul plăcilor portante de la baza batiului presei cu manivelă cu efortul de 2 000 t; Despre preîncălzirea aerului în cuptoarele pentru încălzirea neoxidantă, cu flacără deschisă; Metodă de calcul privind utilizarea capetelor nemultiple ale laminatelor metalice, prin intervale de lungimi; Influenţa schemei stării de tensiune asupra calităţii suprafeţei la debitarea metalului; Modificarea construcţiei bridei; Balustru de forjă, cu fixare automată a cuţitului, cu mecanism cu clichet; Un nou aparat pentru măsurarea uzurii muchiei de tăiere a ştanţei şi a înălţimii bavurii pe piesă; Poanson de despicare, reglabil şi demontabil, pentru automatele de refulare la rece; Consfătuire asupra matriţării în matriţe cu planuri de separaţie diferite; Despre prelucrarea plastică a metalelor şi aliajelor greu deformabile; Despre sistemul zecimal universal.

Nr. 9, 1965: Perspectivele intensificării proceselor de extrudare la rece; Studiul tensiunilor de contact şi a stării de deformare la refularea plană; Regimul termic al sculelor de matriţare în timpul matriţării lichide; Aparatură pentru măsurarea statistică a temperaturii pieselor forjate; Calculul parametrilor procesului tehnologic la îndoirea cu întindere a pieselor profilate; Verificarea experimentală a dependenţei tensiunilor pe muchia de tăiere a ştanţei, de valoarea jocului; Cuprul şi randamentul mecanismelor de lucru ale preselor cu manivelă; Despre calculul secţiunii de trecere din conductele de aer, la cuplajul maşinilor cu manivelă; Modernizarea automatelor de refulare la rece A162 şi A169; Referitor la problema încălzirii semifabricatelor din oţel în sticla topită; Despre particularităţile încălzirii semifabricatelor din oţel în sticlă topită; Cuptor cu propulsie pentru încălzirea neoxidantă a semifabricatelor din oţel în sticlă topită, în zona de temperaturi maxime; Eficacitatea economică a diferitelor procese tehnologice de matriţare a pieselor forjate pentru sculele de lăcătuşerie şi montaj; Normele de consum de materiale trebuie să fie obiective; Stanţă pentru executarea şi asamblarea pieselor pentru catarame; Ştanţă pentru perforarea în peretele lateral a orificiilor circulare, amplasate în imediata apropiere a fundului.

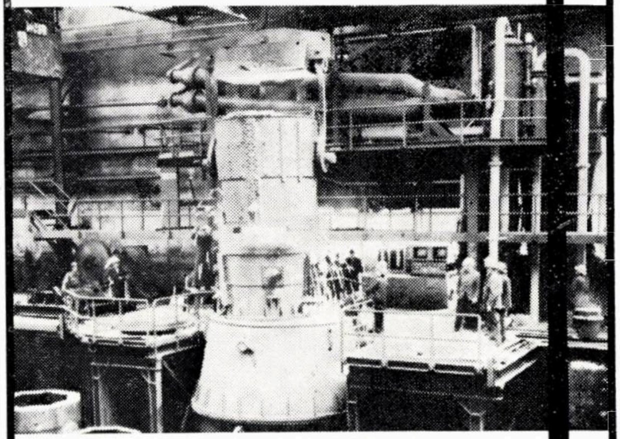
INDEX DE AUTORI

Arnesen A. . . . . p. 49
Behrens K. F. . . . . p. 53
Berştein R. S. . . . . p. 48
Bîtkin V. N. . . . . p. 48
Boucraut M. . . . . p. 49
Bulzan Doina . . . . p. 24
Ceciuro A. N. . . . . p. 52
Cernov G. I. . . . . p. 51
Cosneanu C. . . . . p. 11
Costache S. . . . . p. 27
Costăchescu I. . . . . p. 9
Craîti A. . . . . p. 5
Drăgan I. . . . . p. 5
Efimenko G. G. . . . . p. 52
Fekete Al. . . . . p. 24
Filipan I. . . . . p. 29
Friden R. . . . . p. 49
Gotlib A. D. . . . . p. 52
Grişko V. A. . . . . p. 52
Harcenko N. M. . . . . p. 52
Havlicek Fr. . . . . p. 18
Himmelfarb A. A. . . . . . . p. 52
Ionescu S. . . . . p. 27
Jelinek P. . . . . p. 18
Kessels . . . . p. 50
Kirkland R. W. . . . . p. 46
Kissin D. A. . . . . p. 48
Klimaşin P. S. . . . . p. 52
Klöckl O. . . . . p. 1
Koenitzer J. . . . . p. 53
Kootz T. . . . . p. 53
Konareva N. V. . . . . p. 51
Kuboyama N. . . . . p. 49
Lapa A. M. . . . . p. 52
Lederer A. . . . . p. 31
Litvinova T. I. . . . . p. 48
Madsen I. E. . . . . p. 47
Meunier G. . . . . p. 47
Mozgovoi V. M. . . . . p. 51
Murai K. . . . . p. 49
Novae St. . . . . p. 5
Oics G. N. . . . . p. 52
Onoprienko V. P. . . . . . . p. 51
Petrov V. K. . . . . p. 52
Polovcenko I. G. . . . . p. 52
Rochas R. . . . . p. 49
Sato I. . . . . p. 49
Senke G. E. . . . . p. 51
Scutu V. . . . . p. 24
Sinay G. . . . . p. 54
Slagley W. E. . . . . p. 51
Sokolov G. A. . . . . p. 52
Squarcy C. M. . . . . p. 51
Stanomir I. . . . . p. 29
Strähuber H. F. . . . . p. 54
Ştefănescu D. M. . . . . p. 13
Ţariţîn A. N. . . . . p. 51
Yamada T. . . . . p. 50
Zuev I. M. . . . . p. 52
Zubarev A. G. . . . . p. 52

INSTALAŢIE DE DEGAZARE A OŢELULUI, TIP MESSO

Instalaţia realizează degazarea în vid, în vederea îmbunătăţirii calităţii oţelului, fiind înzestrată cu un dispozitiv de producere a vidului cu o capacitate de absorbţie de 100 000 — 1,5 mil. m³/h.

Pînă în prezent, astfel de instalaţii au fost livrate în România, Anglia, Franţa, Olanda, Japonia, Cehoslovacia şi Germania.



MESSO

STANDARD-MESSO DUISBURG
GESELLSCHAFT FÜR CHEMIETECHNIK M.B.H.&CO.
41 Duisburg · Düsseldorfer Straße 29 · West-Deutschland

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR
1883

MINISTERUL INDUSTRIEI METALURGICE
OFICIUL DE DOCUMENTARE ŞI PUBLICAŢII TEHNICE
Bucureşti, Bd. Republicii 64, telefon : 13.09.25

execută pentru uzine, întreprinderi şi institute de proiectare şi cercetare :

CATALOAGE DE PRODUSE

ALBUME, AFIŞE, PROSPECTE, PLIANTE, în limba română şi în limbi străine

PUBLICITATE TEHNICĂ ŞI COMERCIALĂ în revista „METALURGIA"

editează pe bază de abonamente anuale anticipate periodicele:

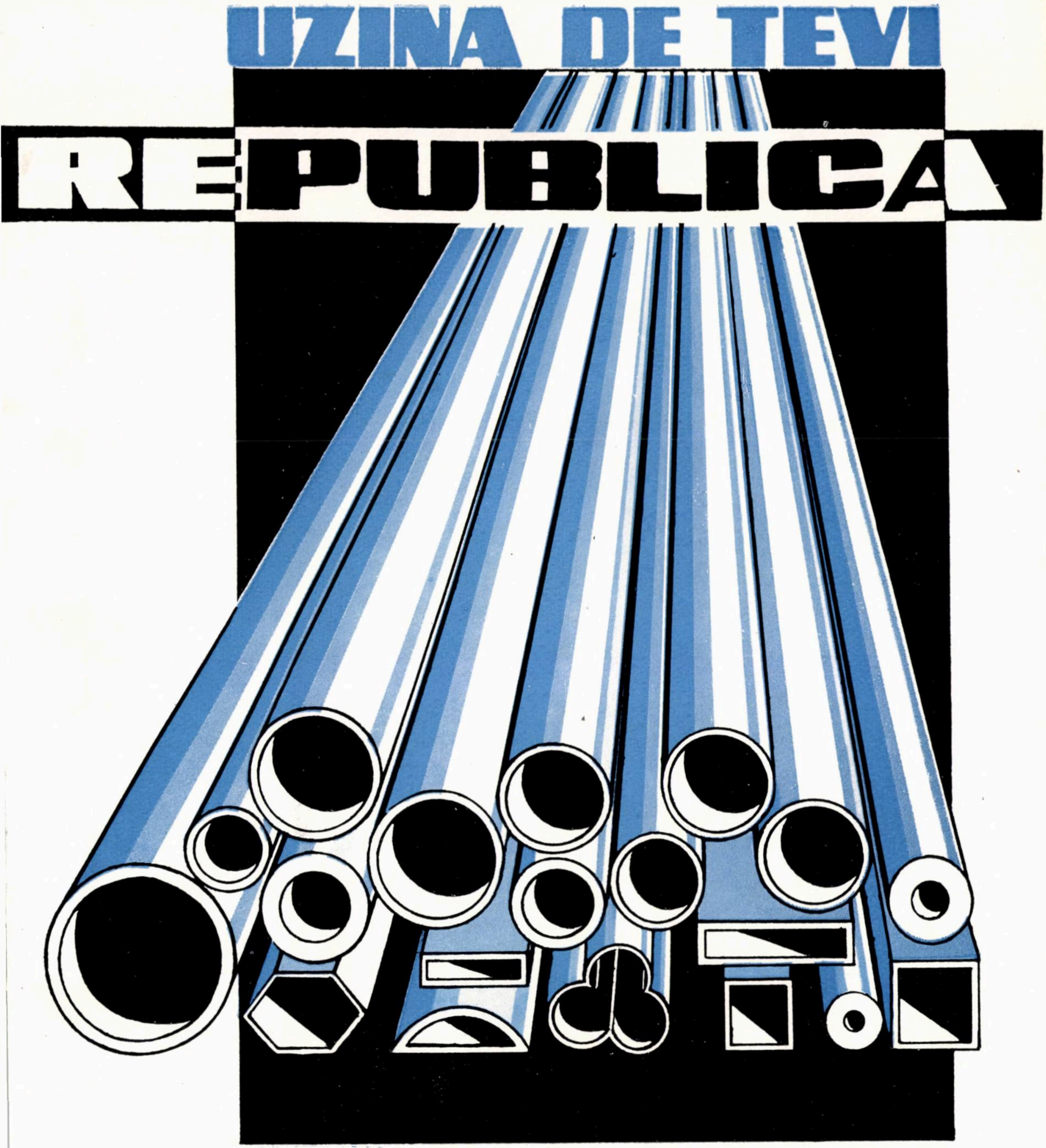
METALURGIA, revistă lunară tehnico-ştiinţifică, organ al Ministerului Industriei Metalurgice şi al Consiliului Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor din Republica Socialistă România. Costul unui abonament anual este de 48 lei pentru ingineri şi tehnicieni şi de 150 lei pentru întreprinderi şi instituţii.

BULETINUL DE INFORMARE ŞI DOCUMENTARE TEHNICĂ – de uz intern – conţinînd materiale documentare din presa tehnică, în specialităţile siderurgie, materiale refractare, abrazive şi cărbunoase, construcţii şi montaje siderurgice.

BULETINUL INTERN, conţinînd ordine, dispoziţii şi instrucţiuni M.I.M. Costul unui abonament pentru întreprinderi şi instituţii este de lei 30 anual.

Comenzile se pot face pe adresa: M. I. M. – Oficiul de documentare şi publicaţii tehnice, Bucureşti, Bd. Republicii nr. 64, cont virament nr. 022.001 B.N. Republica Socialistă România, Filiala 30 Decembrie.

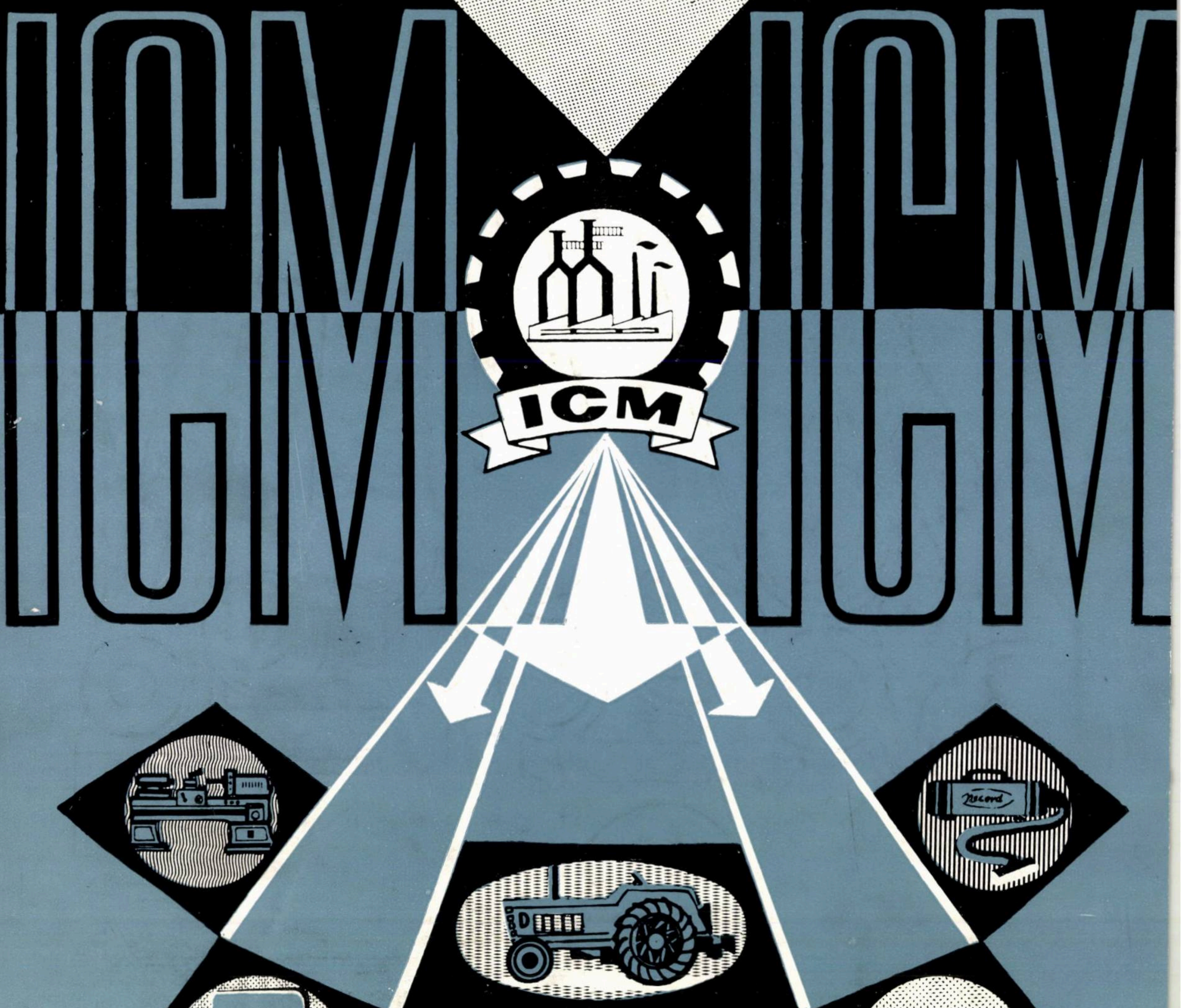
ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT



- Produse tubulare cu diametrul sub 6″, pentru industria petrolieră
- Produse tubulare cu diametrul sub 6″, pentru prospecțiuni geologice
- Țevi rotunde și profilate — de precizie — trase la rece, cu diametrul de 5 — 57 mm, pentru construcții
- Țevi rotunde și profilate, laminate la cald, cu diametrul de 48—152 mm, pentru construcții
- Țevi cu diametrul sub 6 , pentru instalații de apă, gaz și abur

966 APR 18

REDAȚI CIRCUITULUI ECONOMIC DEȘEURILE DE METALE ȘI METALELE VECHI INTENSIFICÎND PREDAREA LOR CÂTRE ÎNTREPRINDEREA PENTRU COLECTAREA METALELOR

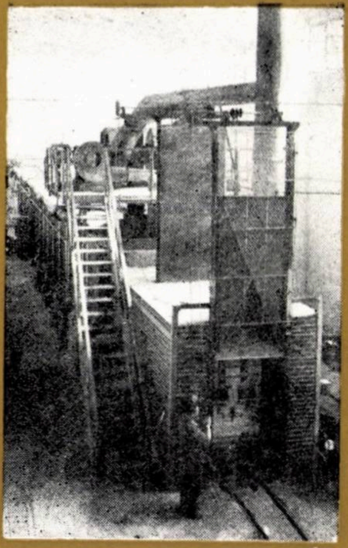

ICM
ICM
ICM
ICM
ICM
record
fram

E 3280

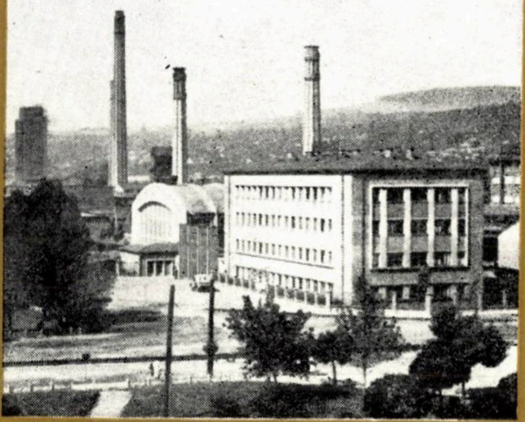
METALURGIA

2

METALURGIA • BUCUREŞTI • ANUL XVIII • NR. 2 • FEBRUARIE 1966



CORPURI ABRAZIVE CU LIANT CERAMIC ŞI ORGANIC. DIN ELECTROCORINDON NORMAL, ELECTROCORINDON NOBIL (VERAL) ŞI CARBURĂ DE SILICIU, PENTRU OPERAŢII DE ASCUŢIRE ŞI FINISARE A SCULELOR AŞCHIETOARE, ŞLEFUIRI, OPERAŢII DE RECTIFICARE, LUSTRUIRE ŞI FINISARE A PIESELOR DIFERITELOR APARATE DE PRECIZIE ETC.



ÎNTREPRINDEREA INDUSTRIALĂ DE STAT

CARBOCHIM

CLUJ ● PIAŢA 1 MAI Nr. 3 ● TELEFON 2206

METALURGIA

Anul 18 nr. 2 februarie 1966

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT

CUPRINS

STUDII ŞI CERCETĂRI

pag.

Nica M. şi *Dragomir I.* : **Folosirea aerului comprimat pentru intensificarea procesului de elaborare a oţelului în cuptoarele Martin** 61

Chiriţă V. : **Unele probleme ale avansului la laminarea profilelor periodice** 65

Kozak R. : **Consideraţii privind îmbunătăţirea calităţii sîrmelor amprentate pentru beton precomprimat cu coarde**. 69

Marinescu-Firică M. : **Influenţa factorilor de calitate a oţelului asupra rezultatelor unui tratament termic corect aplicat (I)** 73

REALIZĂRI TEHNICE

Fotache I. şi *Rădulescu I.* : **Utilizarea molibdenitei ca înlocuitor al feromolibdenului** 77

Fechete A. şi *Niţă V.* : **Amestecurile de formare şi calitatea suprafeţelor pieselor din fontă** 80

Stanomir I. şi *Borzea C.* : **Folosirea miezurilor de uree la turnarea cu modele fuzibile** 82

ACTUALITĂŢI ŞI DISCUŢII

Bertumé I. şi *Murguleţ N* : **Materiale refractare izolante (izorefractare). Calculul conductivităţii şi elemente de caracterizare calitativă** 83

Damsker D. : **Reglarea automată a grosimii benzii late la laminoarele continue la cald** 88

Şerban N. şi *Sachelarie M.* : **Metodele şi materialele pentru impregnarea pieselor turnate din aliaje feroase şi neferoase** 95

EXTRASE 99

REVISTA REVISTELOR 118

COMITETUL DE REDACŢIE

M. ALEXANDRU, C. DRAGOMIR, T. DUMITRESCU,
C. HERTL, G. ILIN, N. MURGULEŢ, I. NIŢĂ
P. PETRESCU, V. POPESCU, I. POPA, M. ROŞIANU,
D. STĂNESCU, N. SÎRBU, A. ŞERBAN, CL. ŞTEFĂNESCU,
I. TRIPŞA, T. ŢECU, P. WECHSLER

Redactor responsabil: L. SOFRONI
Redactor: MARIA SAVU

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice şi al Consiliului Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacţia şi administraţia, Bucureşti, B-dul Republicii 64, raion Tudor Vladimirescu. Telefon : 13.09.25. Revista este editată de M.I.M. Abonamentele se primesc la Administraţia revistei. Instituţiile pot achita abonamentele pentru biblioteci şi cabinetele tehnice în contul nostru de virament : 022001 B.N. a Republicii Socialiste România — Filiala 30 Decembrie. M.I.M. — Oficiul de documentare şi publicaţii tehnice — Bucureşti. Tarif pentru întreprinderi : lei 150 anual ; tarif pentru muncitori, tehnicieni şi ingineri : lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul : Întreprinderea Poligrafică Informaţia, str. Brezoianu nr. 23—25. Buc. c. 513

42 406

SOMMAIRE

CD 669.183 – 211.1.094.3 : 66.083.2

Nica M. et *Dragomir I.* : **L'emploi de l'air comprimé pour intensifier le processus de l'élaboration de l'acier dans les fours Martin**

Metalurgia 18 (1966), no. 2, p. 61 – 64

Par l'accélération du processus d'élaboration, le soufflage de l'air comprimé dans le bain a eu pour conséquence une épargne de combustible de 19,8 %. La productivité du four a augmenté de 10 — 18 %, selon le mode d'utilisation de l'air comprimé. La plus grande augmentation a été obtenue en soufflant un air comprimé enrichi d'oxygène.

CD 621.771.2. – 42

Chiriță V. : **Quelques problèmes de l'avance pendant le laminage des profils périodiques.**

Metalurgia 18 (1966), no. 2, p. 65 – 69

Les expériences ont démontré que le laminage des profils lorsque le degré de remplissage des calibres est variable, découle selon les principes de la théorie du laminage (concernant la variation de l'avance) si l'analyse des facteurs qui ont une influence sur l'avance est executée en tenant compte des éléments qui composent ces profils.

CD 621.771.78 : 691.328.2

Kozak R. : **Considérations sur l'amélioration de la qualité des fils métalliques cannelés pour béton précontraint à entraits.**

Metalurgia 18 (1966), no. 2, p. 69 – 73

L'exécution par quatre côtés du cannelage des fils métalliques ayant un diamètre de 5 mm ainsi que le traitement de revenu créent de nouvelles possibilités dans le développement du béton précontraint à entraits.

CD 621.785 : 629.114.4 – 2

Marinescu-Firică M. : **L'influence des facteurs de la qualité sur les résultats d'un traitement thermique bien appliqué.**

Metalurgia 18 (1966), no. 2, p. 73 – 76

On décrit l'influence de la qualité de l'acier sur le processus technologique du traitement thermique, dans une fabrication de série, en prenant des exemples dans la construction des camions-automobiles.

On souligne l'importance qu'ont les facteurs de la qualité de l'acier sur un traitement thermique bien appliqué.

CD 669.15'28 – 194

Fotache I. et *Rădulescu I.* : **L'emploi de la molybdénite comme succédané du ferromolybdène.**

Metalurgia 18 (1966), no. 2, p. 77 – 79

On a constaté que la molybdénite peut être utilisée avec succès à l'élaboration des aciers à molybdène, dans le four Martin et surtout dans les fours électriques.

CD 621.742.4 : 621.741.2

Fechete A. et *Niță V.* : **Les sables de moulage et la qualité des surfaces des pièces en fonte.**

Metalurgia 18 (1966), no. 2, p. 80 – 82

Pour l'amélioration de la qualité des surfaces il est indiqué d'employer les sables de moulage synthétiques à bentonite et à addition de farine de bois.

CD 621.743.4.045

Stanomir I. et *Borzea C.* : **L'emploi des noyaux d'urée à la coulée avec des modèles facilement fusibles.**

Metalurgia 18 (1966), no. 2, p. 82 – 83

La coulée où l'on emploie la double fusion de la cire et de l'urée rend possible la réalisation des pièces à creux intérieures compliqués, ce qui est impossible lorsque l'on utilise les modèles de cire.

CD 666.76 : 536.212

Bertumé I. et *Murguleț N.* : **Matériaux réfractaires isolants (isoréfractaires). Le calcul de la conductivité et les éléments pour les caractériser du point de vue qualitatif.**

Metalurgia 18 (1966), no. 2, p. 83–88

L'emploi des matériaux isoréfractaires présente les avantages suivants : la réduction du volume de la maçonnerie, la réalisation d'une température homogène à l'intérieur du four et la diminution de sa capacité calorifique.

Ceci a pour effet la réduction du coût de l'agrégat par la réalisation d'importantes épargnes en ce qui concerne les fondations et l'armature.

CD 621.771.2

Damsker D. : **Le réglage automatique de l'épaisseur de la bande large aux laminoirs continus à chaud.**

Metalurgia 18 (1966), no. 2, p. 88–94

Le calculateur électronique a une importante influence lors de l'obtention des bandes de qualité supérieure.

Il améliore le réglage de l'épaisseur, de la largeur et de la linéarité des bords.

CD 621.741.9 : 621.747

Șerban N. et *Sachelarie M.* : **Méthodes et matériaux pour l'imprégnation des pièces coulées en alliages ferreux et non ferreux.**

Metalurgia 18 (1966), no. 2, p. 95–99

On décrit plusieurs outillages et matériaux pour l'imprégnation des pièces coulées ainsi que les méthodes qui sont appliquées pour l'exécution de ces opérations.

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 669.183.211.1.094.3 : 66.083.2

Ника М. и *Драгомир И.*: **Использование сжатого воздуха для интенсификации процесса выплавки стали в мартеновских печах.**

Metalurgia 18 (1966) nr. 2 стр. 61–64

В результате ускорения процесса плавки, дутье сжатого воздуха в ванну привело к экономии топлива на 19,8 %. Производительность печи повысилась на 10—18 %, в зависимости от способа применения сжатого воздуха. Наиболее высокий рост был достигнут при дутье обогащенного кислородом сжатого воздуха.

ДК 621.771.2–42

Кирица В.: **К вопросу подачи при прокатке периодических профилей.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 2, стр. 65–69

Опыты показали, что при прокатке профилей с различной степенью заполнения калибров, основные принципы теории прокатки — относящиеся к изменению подачи — соблюдаются, если анализ влияющих на процесс факторов проводится по составным элементам этих профилей.

ДК 621.771.78 : 691.328.2

Козак Р.: **К вопросу повышения качества рифленной проволоки для струнного предварительно напряженного бетона.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 2, стр. 69–73

Проведенные исследования показали, что четырехстороннее рифление 5 мм проволоки, а также обработка отпуском, создает новые возможности в области развития струнных, предварительно напряженных бетонов.

ДК 621.785 : 629.113.4 – 2

Маринеску-Фирика М.: **Влияние качественных факторов на результаты правильно пиименяемой термической обработки.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 2, стр. 73 – 76

Рассматривается влияние качества стали на технологический процесс термической обработки в серийном производстве, причем приводятся примеры из сектора производства грузовых машин.

Подчеркивается значение качественных факторов стали на правильно применяемую термическую обработку.

ДК 669.15'28 – 194

Фоттаке И. и *Рэдулеску И.:* **Применение молибденита в качестве заменителя ферромолибдена.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 2, стр. 77 – 79

Проведенные опыты показали, что молибденит может быть с успехом применен при выплавке молибденовых сталей в мартеновской печи и, главным образом, в электропечах.

ДК 621.742.4 : 621.741.2

Фекете А. и *Ницэ Б.:* **Формовочные смесу и качество поверхностей чугунных деталей.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 2, стр. 80 – 82

В целях повышения качества поверхностей, предлагается исхользование синтетических формовочных смесей с бентонитом или с добавлением древесиной муки.

ДК 621.742.4.045

Станомир, И. и *Борзя, К.:* **Использование мочевинных стержней при отливке с помощью легкоплавких моделей.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 2, стр. 82 – 83

Методы точной отливки, при использовании двойного плавления воска и мочевины, позволяет провеси изготовление деталей со сложными внутренними контутами — условие невыполнимое при применении метода с восковыми моделями.

ДК 666.76 : 536.212

Бертюме И. и *Мургулец Н.:* **Изоляционные огенупоры. Расчет провоидмости и элементы качественной характеристики.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 2, стр. 83 – 88

Применение изоляционных огнеупоров характеризуется следующими преимуществами: сокращение обеъма плавки, достижение равномерной температурЫ в печи снижиение ее тепловой емкости.

Все это ведет к снижению стоимости агрегата, благодаря достижению значительной экономии при возведении фундаментов и сокращению расхода железобетона.

ДК 621.771.2

Дамскер Д.: **Автоматическая регулировка толщины широкой ленты на горячих прокатных станах непрерывного действия.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 2, стр. 88 – 94

Для получения высококачественного проката, применение электронной счетно-вычислительной машины оказывет существенное влияние.

Благодаря адаптационной технике, электронная счетновычислительная машина совершенствует регулировку толщины, ширины и линейности краев.

ДК 621.741.9 : 621.747

Щербан Н. и *Сакеларие М.*: **Методы и материалы для пропитки деталей, отлитых из черных и цветных сплавов.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 2, стр. 95–99

Рассматриваются материалы и оборудование для пропитки отлитых деталей и соответствующие методы, применяемые при проведении этих операций.

INHALTSVERZEICHNIS

DK 669.183.211.1.094.3 : 66.083.2

Nica M. und *Dragomir I.*: **Verwendung der Druckluft zur Beschleunigung des Erschmelzungsprozesses in den Martinöfen.**

Metalurgia 18 (1966), H. 2, S. 61–64

Das Einblasen von Druckluft in das Stahlbad hat dank der Beschleunigung des Erschmelzungsprozesses zu einer 19,8 %—igen Brennstoffeinsparung geführt. Die Produktivität des Ofens stieg um 10—18 % im Verhältnis zur Verwendungsweise der Druckluft. Die grösste Steigerung erzielte man durch Einblasen von sauerstoffangereicherter Druckluft.

DK 621.771 : 2.–42

Chiriță V.: **Einige Probleme des Vorschubs beim Walzen periodischer Profile.**

Metalurgia 18 (1966), H. 2, S, 65–69

Die Erfahrung hat gezeigt, dass beim Walzen von Profilen mit veränderlichem Füllungsgrad der Walzspalten, die Grundprinzipien der Walztheorie bezüglich der Vorschubveränderung beachtet werden, wenn die Analyse der beeinflussenden Faktoren an Hand der zugehörigen Elemente dieser Profile erfolgt.

DK 621.771.78 : 691.328.2

Kozak R.: **Erwägungen in bezug auf die Qualitätsverbesserung der gerillten Drähte für Spannbeton.**

Metalurgia 18 (1966), H. 2, S. 69–73

Aus den vorgenommenen Untersuchungen geht hervor, dass die vierfach gerillten Drähte von 5 mm Durchmesser, sowie die Enthärtungsbehandlung, neue Möglichkeiten für die Entwicklung von vorgespannten Betone schafft.

DK 621.785 : 629.114.4–2

Marinescu-Firică M.: **Der Einfluss der Qualitätsfaktoren auf die Ergebnisse einer einwandfreien Wärmebehandlung.**

Metalurgia 18 (1966), H. 2, S. 73–76

Es wird der Einfluss der Stahlqualität auf den technologischen Prozess der Wärmebehandlung in der Serienfertigung unterstrichen und Beispiele aus der LKW-Industrie angeführt.

Es wird auf die Bedeutung der Qualitätsfaktoren des Stahls für eine einwandfrei angewandte Wärmebehandlung hingewiesen.

DK 669.15'28–194

Fotache I. und *Rădulescu I.*: **Verwendung des Molybdänglanzes als Ersatz des Ferromolybdäns.**

Metalurgia 18 (1966), H. 2, S. 77–79

Die vorgenommenen Versuche ergaben, dass der Molybdenglanz erfolgreich beim Erschmelzen von Molybdänstählen im Martinofen und vor allem im Elektroofen verwendet werden kann.

DK 621.742.4 : 621.741.2

Fechete A. und *Niță V.*: **Formgemische und Oberflächenqualität der Gusseisenstücke.**

Metalurgia 18 (1966), H. 2, S. 80–82

Um die Oberglächengüte zu verbessern ist es angebracht synthetische Formgemische mit Bentonit — und Holzmehlzusatz zu verwenden.

DK 621.743.4.045

Stanomir I. und *Borzea C.* : **Verwendung der Harnstoffkerne beim Giessen mit leichtschmelzbaren Modellen.**

Metalurgia 18 (1966), H. 2, S. 82–83

Das Präzisionsschweissverfahren mit Verwendung der. doppelten Schmelzbarkeit des Wachses und des Harnstoffes ermöglicht die Herstellung von Schweisstücken mit kompliziert geformten Hohlräumen, was durch das Verfahren der Wachsmodelle nicht möglich wäre.

DK 666.76 : 536.212

Bertumé I. und *Murguleț N.* : **Hitzefeste Isolierstoffe. Berechnung der Leitfähigkeit und Elemente der Qualitätsbestimmung.**

Metalurgia 18 (1966), H. 2, S. 83–88

Die Verwendung von hitzefesten Isolierstoffen weist folgende Vorteile auf : Verminderung des Ausmauerungsvolumens, Erzielung einer gleichförmigen Temperatur im Inneren des Ofens und Herabsetzung der kalorischen Kapazität.

Dies führt zu einer Senkung des Preises des Aggregats durch bedeutende Einsparungen bei der Gründung und Bewehrung.

DK 621.771.2

Damsker D. : **Automatische Reglung der Breitbanddicke in kontinuierlichen Warmwalzwerken.**

Metalurgia 18 (1966), H. 2, S. 88–94

Die Verwendung der elektronischen Rechner ist von grosser Bedeutung für die hohe Qualität der Bänder.

Dank der Adaptionstechnik verbessert der elektronische Rechner die Reglung der Dicke, Breite und Randlinearität.

K 621.741.9 : 621.747

Șerban N. und *Sachelarie M.* : **Verfahren und Stoffe für das Imprägnieren der Gusstücke aus Eisen-und Nichteisenlegierungen.**

Metalurgia 18 (1966), H. 2, S. 95–99

Die Verfasser beschreiben einige Anlagen und Stoffe, für das Imprägnieren von Gusstücken sowie die Verfahren, die bei der Durchführung dieser Operationen angewandt werden.

CONTENTS

DC 669.183.211.1.094.3 : 66.083.2

Nica M. and *Dragomir I.* : **The use of compressed air for accelerating the smelting of steel in Martin furnaces.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 2, p. 61–64

The blowing of air in to the steel bath has made it possible, owing to the speeding up of the smelting process, to economice 19,8 per cent fuel. The productivity of the furnaces has risen by 10—18 per cent according to the way the compressed air has been used. The biggest increase was achieved by blowing in compressed air with oxygen.

DC 621.771.2–42

Chiriță V. : **Some problems of advance in the rolling of periodical profiles.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 2, p. 65–69

Experience has shown that the basic principles of the theory of rolling are observed-reffering to the variations of advance in the rolling of profiles with a variable degree of filling up of the calibres, if the analyses of the factors influencing it, is carried out to the component elements of these profiles.

DC 621.771.78 : 791.328.2

Kozak R. : **Considerations improving the quality of grooved wires for prestressed reinforced concrete.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 2, p. 69–73

Research work has shown that the grooving on four sides of the wires, laving a diameter of 5 millimetres, and their tempering are creating new possibilities in the development of prestressed reinforced concrete.

DC 621.785 : 629.114.4–2

Marinescu-Firică M. : **The influence of quality on the results of correctly applied thermic treatment.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 2, p. 73–76

The author describes the influence of the quality of steel on the technological process of thermic treatment in mass fabrication, using exemples from the lorry industry.

He stresses the importance of the quality of the steel for a correct thermic treatment.

DC 669.15'28–194

Fotache I. and *Rădulescu I.* : **The use of molibdenite as substitute ferro-molibdenum.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 2, p. 77–79

Experience has shown that molibdenite can be used with good results in the smelting of molibdenum steels in Martin furnaces and especially in electric furnaces.

DC 621.742.4 : 621.741.2

Fechete A. and *Niță V.* : **Moulding mixtures and the surface of pig iron parts.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 2, p. 80–82

The use of synthetic moulding mixtures with betonite and an addition of wood flour will improve the surfaces.

DC 621.743.4.045

Stanomir I. and *Borzea C.* : **Utilization of urea cores in casting readiliy fusible patterns.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 2, p. 82–83

The precision casting method, utilizing the double fusion of wax and urea, permits the manufacture of engine-parts with complicated hollow interiors, not realizable by methods using wax patterns.

DC 666.76 : 536.212

Bertumé I. and *Murguleț N.* : **Insulating fireproof materials. The calculus of conductivity and qualitative characteristics.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 2, p. 83–88

The use of insulating fireproof materials has the following advantages : the reduction of brick work, the achievement of a homogeneous temperature inside the furnace and the reduction of the caloric capacity.

These lead to the reduction of the cost the aggregates through the achievement of considerable savings in the foundation and reinforcement.

DC 621.771.2

Damsker D. : **The automatic adjustment of the thickness of wide bands at continuous hot roling mills.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 2, p. 88–94

The electronic computer plays a big role in the achievement of superior quality bands.

The electronic computer perfects the adjustment of the thickness, width and linearity of the edges through the adaptive technique.

DC 621.741.9 : 621.747

Şerban N. and *Sachelarie M.* : **Methods and materials for the impregnation of cast iron pieces from ferrous and non ferrous alloys.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 2, p. 95–99

The authors describe some installations and materials for the impregnation of cast pieces and the respective methods, applied in the execution of these operations.

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT

METALURGIA

ANUL 18
Nr. 2
FEBRUARIE
1966
BUCUREȘTI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ȘI AL CONSILIULUI NAȚIONAL AL INGINERILOR
ȘI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

STUDII ȘI CERCETĂRI

CZ 669.183–211.1.094.3 : 66.083.2

Folosirea aerului comprimat pentru intensificarea procesului de elaborare a oțelului în cuptoarele Martin

Ing. M. NICA și dr. ing. I. DRAGOMIR
Uzinele „23 August" – București
Institutul politehnic „Gh. Gheorghiu-Dej" – București

Creșterea rapidă a producției industriale în țara noastră necesită găsirea unor noi metode de lucru, care să asigure folosirea cu un randament din ce în ce mai mare a agregatelor și respectiv o creștere continuă a productivității muncii.

În oțelării atît în țară cît și în străinătate se folosesc în ultimii ani numeroase metode de intensificare a procesului de elaborare ca: îmbogățirea aerului de ardere cu oxigen, suflarea oxigenului direct în baia metalică, topirea rapidă a încărcăturii cu arzătoare de gaz-oxigen etc. Aceste metode au o mare eficiență economică, însă necesită uneori investiții mari, care nu întotdeauna sînt posibile, mai ales în cazul uzinelor cu o capacitate mică de producție.

Una din metodele de intensificare a procesului de elaborare a oțelului, accesibilă oricărei uzine, este aceea a suflării aerului comprimat în baia metalică. Această metodă poate fi aplicată ușor fără a fi nevoie de investiții însemnate, fiind necesare doar unele mici amenajări ale instalațiilor existente, care pot fi realizate cu forțele proprii ale oricărei oțelării.

Prin suflarea aerului comprimat în baia metalică se realizează o accelerare a proceselor fizico-chimice și deci o reducere a duratei șarjelor, fără a afecta prin aceasta calitatea oțelului elaborat.

Viteza proceselor de afinare în cuptoarele Martin este în general mică, datorită faptului că alimentarea băii cu oxigen este îngreuiată de prezența zgurei. Pe lîngă aceasta, la procesul de decarburare trebuie avute în vedere și dificultățile care apar la formarea noii faze, adică a bulelor de oxid de carbon.

Formarea bulelor de oxid de carbon după reacția:

$$[O] + [C] = \{CO\} \qquad (1)$$

în masa băii lichide, datorită fluctuațiilor eterofazice, este foarte puțin probabilă, deoarece pentru aceasta ar fi necesare grade foarte mari de suprasaturare în oxigen și carbon (cca. 3 500) care, în mod practic, nu pot fi realizate în condiții normale. De aceea, se presupune că un rol hotărîtor în procesul de decarburare îl are vatra cuptorului, ai cărei pori oferă condiții favorabile pentru formarea noii faze, adică a bulelor de oxid de carbon. Fără a insista asupra acestor probleme, se subliniază doar că, cu cît vatra este mai puțin umectată de oțelul lichid (cu cît unghiul de umectare este mai mare), cu atît sînt mai favorabile condițiile de formare, la nivelul vetrei, a bulelor de oxid de carbon.

Reacția de oxidare a carbonului poate avea loc însă nu numai pe vatră, ci și pe orice particulă solidă sau lichidă aflată în suspensie în baia metalică (particule de var, incluziuni nemetalice etc.) și în general la suprafețele de separare între faze. O asemenea suprafață de separare apare între bulele de aer comprimat, suflat în baia metalică și oțelul lichid. Existența acestei suprafețe de separare favorizează extrem de mult desfășurarea procesului de decarburare. Nu trebuie însă neglijat nici efectul de agitare pe care jetul de aer comprimat îl are asupra băii metalice și datorită căruia cantități noi de carbon și oxigen sînt aduse în zona de reacție. Cauzele de mai sus fac ca suflarea aerului comprimat în baie să determine o însemnată creștere a vitezei de decarburare și o accelerare a procesului în ansamblu.

Cercetări experimentale

În cadrul încercărilor efectuate la uzina „23 August" — București, pentru suflarea în baie s-a folosit aer comprimat la presiunea de 5—6 at, din rețeaua uzinei și a secției. Înainte de a fi suflat în baie, aerul a fost trecut printr-un sistem de epurare (fig. 1 : *1* — conducta de la compresoarele secției ; *2* — conducta de la compresoarele uzinei ; *3* — manometre ; *4* — coșul cuptorului ; *5* — serpentină pentru preîncălzirea aerului ; *6* — filtre ; *7* — conductă de legătură cu injectoarele), pentru a se îndepărta unele impurități, ca uleiul și vaporii de apă. Sistemul de epurare este racordat la rețeaua de aer comprimat a uzinei și a secției, prin intermediul unei serpentine montate în coșul de fum și care servește la preîncălzirea aerului (fig. 1).

Încercările au fost efectuate într-unul din cuptoarele Martin de 7,5 t al oțelăriei. Oțelul elaborat s-a folosit pentru turnarea de piese.

Pentru suflarea aerului comprimat în baia de oțel s-au folosit atît țevi de oțel moale, cît și o lance specială, răcită cu apă.

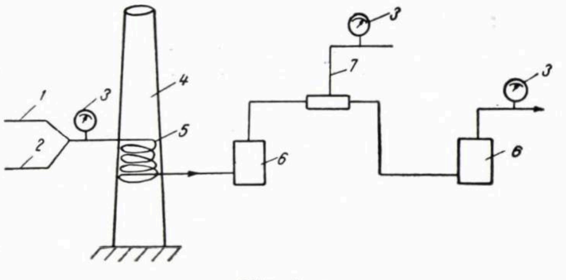


Fig. 1

Țevile folosite au avut diametrul de 20—30 mm. Suflarea aerului comprimat prin țeavă este comodă, deoarece nu necesită nici un fel de instalații speciale, prezentînd însă inconvenientul că consumul de țeavă este ridicat (se consumă 1 m de țeavă în 5—6 min). În cursul unei perioade de suflare, care durează în general 20—30 min, se consumă 6—7 m de țeavă, ceea ce înseamnă circa 60 lei pe șarjă. Cu toate acestea, prețul de cost al oțelului nu crește ci dimpotrivă scade, datorită reducerii substanțiale a consumului de minereu și de combustibil. Pentru a se reduce cît mai mult posibil consumul de țeavă, este necesar ca aceasta să fie cît mai bine învelită în prealabil cu un strat de zgură, care servește ca strat protector împotriva contactului direct cu flacăra și cu oțelul lichid.

Lancea folosită pentru suflarea aerului comprimat este reprezentată în figura 2 (*1* — capul lăncii ; *2* — corpul lăncii ; *3* — aripioare de distanțare ; *4* — tub central pentru aer comprimat). Ea este executată aproape în întregime din oțel inoxidabil. Capul lăncii este confecționat din oțel inoxidabil sau din cupru. Orificiul de ieșire a aerului comprimat are diametrul de 25 mm. Lancea este proiectată astfel, încît să permită suflarea a 850 m^3N/aer/h, la presiunea de 6—12 at. Răcirea lăncii se face cu apă la presiunea de 4—5 at. Deoarece datorită greutății, lancea este greu manevrabilă, în timpul suflării aerului comprimat ea a fost suspendată de cîrligul macaralei.

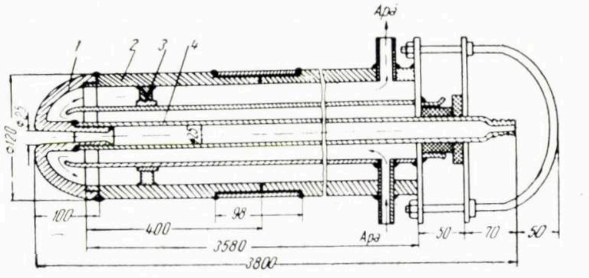


Fig. 2

În mod obișnuit, debitul de aer comprimat a fost de circa 10 m^3N/min.

Atît țeava, cît și lancea au fost introduse în cuptor, prin ușa de mijloc (capacul ușii fiind ridicat) sau prin vizorul ușii. Pentru a se evita stropirea muncitorilor cu picături de oțel și zgură, s-a construit un panou de protecție portativ, căptușit cu foi de azbest, care se așază în timpul suflării în fața ușii cuptorului.

În cadrul experiențelor au fost urmărite următoarele serii de șarje:

I. Șarje elaborate după tehnologia curentă;

Tabela 1

Categoria șarjei	Numărul de șarje urmărite	Încărcătura, kg			Durata perioadelor șarjei, h/min.						Reducerea duratei șarjei, h/min
		Fier vechi	Fontă	Total	Ajustare	Încărcare	Topire	Afinare	Dezoxidare	Total	
I	10	6 500	2 500	9 000	0—25	1—50	1—35	1—05	0—20	5—15	—
II, a	10	6 500	2 500	9 000	0—25	1—50	1—10	0—30	0—20	4—15	1—00
II, b	10	6 500	2 500	9 000	0—25	1—50	1—15	0—35	0—20	4—25	0—50
III, a	10	6 500	2 500	9 000	0—25	1—50	1—25	0—30	0—20	4—30	0—45
III, b	10	6 500	2 500	9 000	0—25	1—50	1—30	0—35	0—20	4—40	0—35

II, *a*. Şarje elaborate prin suflarea în baie a aerului comprimat îmbogăţit cu oxigen (pînă la cca. 30% O_2), începînd cu circa 20 min înainte de topirea completă a încărcăturii;

II, *b*. Şarje elaborate prin suflarea aerului comprimat în baie, începînd cu circa 20 min înainte de topirea completă a încărcăturii;

III, *a*. Şarje la care s-a suflat aer comprimat îmbogăţit cu oxigen numai în perioada de afinare.

III, *b*. Şarje la care s-a suflat aer comprimat numai în perioada de afinare.

Pentru a se putea face o comparaţie între rezultatele obţinute după diferite metode de elaborare, au fost analizate cîte zece şarje din fiecare categorie de mai sus. Datele de comparaţie au fost obţinute prin cronometrarea şarjelor, analiza oţelului şi a zgurei, precum şi măsurarea temperaturii cu ajutorul termocuplelor de imersiune.

La toate şarjele experimentale, suflarea aerului comprimat în baia metalică a fost urmată de o reducere a duratei şarjelor, datorită creşterii simţitoare a vitezei de desfăşurare a procesului de elaborare. Acest lucru este ilustrat de datele cuprinse în tabela 1.

Analizînd datele din tabela 1 se constată că la toate categoriile de şarje experimentale s-a obţinut o reducere importantă a duratei elaborării. După cum era de aşteptat, suflarea în baia metalică a aerului comprimat îmbogăţit cu oxigen a avut un efect mai accentuat decît suflarea numai a aerului comprimat. Acest efect apare mai pregnant în special la şarjele din categoria a II-a, la care aerul comprimat a fost suflat în baie începînd cu circa 20 min înainte de topire. La această categorie de şarje s-a obţinut un efect maxim în ambele variante (*a* şi *b*). Acest lucru poate fi explicat prin ridicarea rapidă a temperaturii băii şi agitarea intensă a oţelului de către jetul de aer comprimat, ceea ce duce la accelerarea topirii bucăţilor de fier vechi. Măsurările efectuate cu ajutorul termocuplelor de imersiune au arătat că, în timpul suflării aerului comprimat, temperatura băii metalice creşte în medie cu 5,7—5,8°C/min.

Suflarea aerului comprimat direct în baia metalică contribuie la creşterea simţitoare a vitezei de decarburare. Astfel, în timp ce în mod obişnuit viteza medie de decarburare în perioada de fierbere intensă este de 0,5—0,6% C/h, la suflarea aerului comprimat au fost realizate viteze de decarburare de 1,3—1,5% C/h, adică de peste două ori mai mari. Aceasta se datoreşte, după cum s-a arătat mai sus, mai multor factori, printre care se amintesc în primul rînd contactul direct al băii cu oxigenul, uşurarea formării oxidului de carbon datorită existenţei suprafeţei de separare între faza gazoasă (aerul comprimat) şi faza lichidă (oţelul topit) şi transferului mai rapid al carbonului din masa băii metalice spre această suprafaţă de sepa-

Tabela 2

Seria de şarje		Compoziţia chimică, %																	
		La topire sau înainte de suflare						După suflare sau după fierberea cu minereu						La evacuare					
		CaO	SiO_2	FeO	MnO	MgO	CaO : SiO_2	CaO	SiO_2	FeO	MnO	MgO	CaO : SiO_2	CaO	SiO_2	FeO	MnO	MgO	CaO : SiO_2
I	Şarje elaborate după tehnologia curentă	34,10	26,1	13,80	21,2	5,04	1,31	36,80	21,50	15,20	18,40	7,20	1,78	44,50	18,50	10,20	10,23	8,00	2,50
II, a	Şarje elaborate prin suflarea de aer comprimat îmbogăţit cu oxigen, începînd cu 20 min înainte de topire	37,00	24,1	9,98	19,90	6,01	1,40	39,30	19,35	11,50	13,92	8,00	2,05	47,60	17,04	6,90	9,91	8,60	2,80
II, b	Şarje elaborate prin suflarea de aer comprimat simplu, începînd cu circa 20 min înainte de topire	36,40	23,5	10,10	18,80	5,91	1,55	38,60	18,92	11,90	14,80	7,90	2,00	47,10	17,05	7,60	10,00	8,80	2,75
III, a	Şarje elaborate prin suflarea aerului comprimat îmbogăţit cu oxigen, numai în perioada de afinare	38,10	25,0	13,10	17,90	5,1	1,45	39,40	19,60	13,60	13,90	7,60	2,09	47,00	16,80	8,10	10,20	8,30	2,81
III, b	Şarje elaborate prin suflarea aerului comprimat simplu numai în perioada de afinare	37,50	24,6	13,80	18,70	5,12	1,54	38,80	18,60	18,60	14,2	7,60	2,1	46,90	16,01	8,35	10,10	8,40	2,91

rare, în urma agitării puternice a băii. Creşterea vitezei de decarburare este şi o urmare a ridicării rapide a temperaturii băii, fapt menţionat mai sus.

Din tabela 1 rezultă şi faptul că la şarjele din seria a II-a a scăzut nu numai durata topirii, ci şi durata afinării. Aceasta este o consecinţă a încălzirii băii încă din perioada de topire şi a formării mai din timp a unei zgure suficient de fluide şi reactive.

Compoziţia zgurei la cele cinci serii de şarje experimentale este prezentată în tabela 2. Analiza produselor de ardere a arătat că gradul de asimilare a oxigenului din aerul suflat în baie este apropiat de 100% la începutul suflării, cînd conţinutul de carbon este ridicat (0,7—0,8%) şi scade treptat, pe măsură ce scade conţinutul de carbon. De aceea suflarea aerului (simplu sau îmbogăţit cu oxigen) este mai eficientă la conţinuturi mari de carbon în baie, fapt confirmat şi de datele prezentate în tabela 1.

Datorită încălzirii intense a băii, la suflarea aerului comprimat se constată o tendinţă netă de regenerare a manganului (fig. 3) care constituie un indiciu suplimentar al faptului că la suflarea intensă a aerului în baie, aceasta nu se supraoxidează, aşa cum s-ar părea la prima vedere. Date directe cu privire la această problemă au fost furnizate de determinarea conţinutului de oxigen în probele luate la sfîrşitul fierberii cu minereu, în cazul şarjelor curente, şi la sfîrşitul suflării aerului comprimat, în cazul şarjelor experimentale. Rezultatele analizei au arătat că, conţinutul de oxigen în baie este numai cu ceva mai ridicat la şarjele experimentale (în mod practic în aceleaşi limite) în comparaţie cu şarjele experimentate.

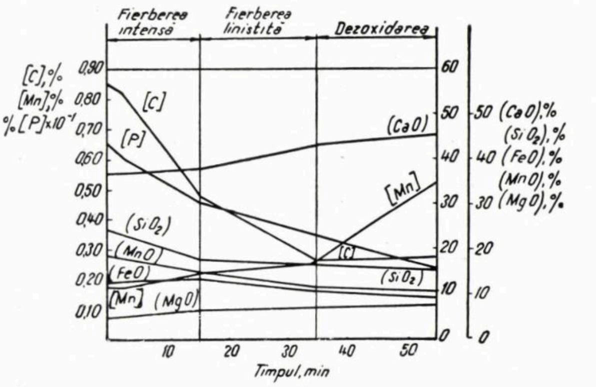


Fig. 3

După terminarea suflării aerului comprimat, datorită temperaturii ridicate a oţelului şi zgurei, o parte a oxigenului din baie se consumă prin reacţia cu carbonul, conţinutul de oxigen rămînînd astfel la nivelul obişnuit.

După dezoxidare, fluiditatea oţelului şi a incluziunilor fiind mai mare (datorită creşterii temperaturii în timpul suflării), la şarjele experimentale au existat condiţii mai favorabile pentru coalescenţa şi trecerea în zgură a incluziunilor nemetalice. Acest lucru se reflectă clar asupra caracteristicilor de plasticitate şi tenacitate a oţelului elaborat (tabela 3).

Studiul metalografic al incluziunilor nemetalice a arătat că, într-adevăr, punctajul mediu al incluziunilor nemetalice este mai redus la şarjele elaborate cu aer comprimat, decît la cele elaborate după tehnologia curentă (tabela 3).

În urma accelerării procesului de elaborare şi deci a reducerii duratei de elaborare, suflarea aerului comprimat în baie a dus la o reducere cu 53 kg/t a consumului specific de păcură (de la 270 la 217 kg/t), ceea ce reprezintă o economie de combustibil de 19,8%. Productivitatea cuptorului a crescut cu 10—18%, în funcţie de modul de utilizare a aerului comprimat. Creşterea cea mai mare (18%) a fost obţinută în cazul suflării aerului comprimat îmbogăţit cu oxigen, începînd cu circa 30 min înainte de topirea încărcăturii.

Tabela 3

Seria de şarje		Valori medii ale caracteristicilor					Punctajul mediu
		σ_r, kgf/mm²	σ_c, kgf/mm²	δ, %	ψ, %	K kgfm/cm²	
I	Şarje elaborate după tehnologia curentă	53	35	22	38	9,5—10,0	2,25
II, a	Şarje elaborate prin suflarea aerului comprimat îmbogăţit cu oxigen, începînd cu circa 20 min înainte de topire	55	34	23	37	12,5—13,0	1,50
II, b	Şarje elaborate prin suflarea aerului comprimat simplu, începînd cu circa 20 min înainte de topire.	52	34	25	44	11,50	1,70
III, a	Şarje elaborate prin suflarea aerului comprimat îmbogăţit cu oxigen, numai în perioada de afinare	51	25	27	44	8,5—9,0	1,80
III, b	Şarje elaborate prin suflarea aerului comprimat simplu, numai în perioada de afinare	50	30	25	44	10,5—11,0	1,70

CZ. 621.771.2-42

Unele probleme ale avansului la laminarea profilelor periodice

Dr. ing. V. CHIRIŢĂ
Institutul de cercetări tehnologice pentru construcţii de maşini

Avansul şi întîrzierea apar datorită diferenţei dintre vitezele anterioare (V_a) şi posterioare (V_p) de deplasare a metalului şi viteza cilindrilor (V_{bx}).

Există următoarele formule pentru determinarea avansului şi întîrzierii, ţinîndu-se seama de egalitatea volumelor de metal în unitatea de timp [1], [2], [3] şi [4]:

$$1 + S = \frac{V_a}{V_{bx}} = \frac{\omega_N \cdot \cos \gamma}{\omega_1} \quad \text{şi} \qquad (1)$$

$$1 - S' = \frac{V_p}{V_{bx}} = \frac{\omega_N \cdot \cos \gamma}{\omega_0}, \qquad (2)$$

unde:

ω_N este aria profilului în secţiunea critică;
ω_0 — aria profilului înainte de laminare;
ω_1 — aria profilului după laminare;
γ — unghiul critic;
S şi S' — avansul, respectiv întîrzierea.

Împărţind (1) la (2) se obţine:

$$\frac{1 + S}{1 - S'} = \frac{\omega_0}{\omega_1} = \lambda. \qquad (3)$$

În cazul secţiunilor echivalente [2], [4], în mod analog, se scrie:

$$\frac{1 + S_c}{1 - S_c'} = \frac{\omega_{0c}}{\omega_{1c}} = \lambda_c, \qquad (4)$$

unde:

S_c, S_c', ω_{0c}, ω_{1c} şi λ_c sînt avansul, respectiv întîrzierea, aria profilului înainte de laminare, aria profilului după laminare şi coeficientul de alungire al secţiunii echivalente.

Conform condiţiilor de bază ale secţiunilor echivalente [2]

$$\omega_0 = \omega_{0c}, \quad \omega_1 = \omega_{1c} \quad \text{şi} \quad \lambda = \lambda_c.$$

Din egalitatea $\lambda = \lambda_c$ rezultă:

$$\frac{1 + S_1}{1 - S'} = \frac{1 + S_c}{1 - S_c'}, \qquad (5)$$

de unde:

$$S = S_c \quad \text{şi} \quad S' = S_c'. \qquad (6)$$

Exprimînd avansul şi întîrzierea prin diametrul de lucru calculat prin metoda secţiunilor echivalente [3], se va obţine:

$$S = K_D \cdot \frac{D_{kc}}{d} - 1, \qquad (7)$$

$$S' = 1 - \frac{K_D}{\lambda} \cdot \frac{D_{kc}}{d}, \qquad (8)$$

unde:

K_D este o constantă de corecţie;
D_{kc} — diametrul de lucru;
d — diametrul cilindrului, luat pe un punct al conturului calibrului.

Diametrul de lucru se determină după formula:

$$D_{kc} = D_0 - \sqrt{\frac{\omega_1}{a_1}}, \qquad (9)$$

în care:

D_0 este diametrul ideal;
$h_{1c} = \sqrt{\frac{\omega_1}{a_1}}$ — înălţimea secţiunii echivalente după laminare;
a_1 — raportul axelor după laminare.

Cunoaşterea avansului are o importanţă deosebită deoarece piesele finite sau profilele periodice, necesare matriţării finale pe ciocane sau prese, obţinute prin laminare longitudinală, au elementele componente mai lungi decît gravura corespunzătoare de pe cilindri, datorită avansului [5], [6] şi [7].

Avînd în vedere coeficientul de contracţie, la temperatura de deformare luată în calcul, lungimea porţiunii calibrului corespunzătoare elementului studiat, necesară obţinerii acestuia în stare caldă, se exprimă astfel:

$$l_{kn} = \frac{l_{pn}'}{1 + S_n}, \qquad (10)$$

unde:

l_{kn} este lungimea porţiunii calibrului, corespunzătoare elementului n al piesei;
l_{pn}' — lungimea elementului n al piesei în stare caldă;
S_n — avansul elementului n al piesei.

Avansul, după cum relevă numeroase lucrări de specialitate [5], [8] etc., depinde de foarte mulţi factori, printre care: viteza de laminare, temperatura metalului, coeficientul de frecare, diametrul de lucru, forma geometrică a cilindrilor, valoarea deformaţiei şi sensul ei, valoarea bravurii (în cazul laminării profilelor cu secţiune variabilă) etc.

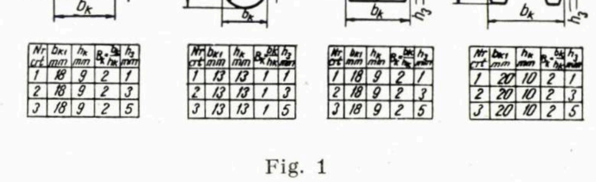
Articolul de faţă tratează numai cîteva aspecte ale avansului în cazul laminării longitudinale a profilelor cu secțiune constantă (cu sau fără bravură), care constituie elemente ale profilelor periodice.

Cercetări experimentale ale avansului

Cercetările efectuate de diverși autori [5], [7] și [8] duc la concluzii diferite privind influența diferiților factori asupra avansului. Așa, de exemplu, unii susțin [5] că, în cazul laminării în calibre, mărirea temperaturii de laminare duce la mărirea avansului, spre deosebire de alții [8] care susțin contrariul. În ceea ce privește influența bavurii, unii autori [5] susțin că la laminarea în calibre, pe măsură ce lățimea bavurii crește, valoarea avansului scade linear. Alți cercetători [9] susțin că la laminarea în calibre creșterea lățimii bavurii, legată de creșterea reducerii relative, duce la creșterea avansului. Asemenea contradicții aparente există și în analiza influenței altor factori asupra avansului. Pentru a explica acest lucru, trebuie subliniate condițiile de experimentare ale diverșilor cercetători; unii au cercetat avansul la laminarea profilelor periodice la matrițarea diferitelor piese în cilindru de forjare [5], în timp ce alții au tras concluzii din cercetarea profilelor simple. De aceea, se recomandă a se cerceta influența diferitelor elemente, luate separat, ale unui profil periodic. Procedînd astfel, s-a demonstrat că elementele de trecere de la o secțiune mare la una mai mică și invers, precum și sensul laminării influențează deosebit de mult asupra avansului.

Cercetările efectuate pentru determinarea diametrului de lucru [1], [3], în cazul laminării longitudinale cu sau fără bavură în diferite calibre, au fost în concordanță cu teoria generală a laminării.

Pentru a completa studiul diametrului de lucru [1], [3] cu unele caracteristici ale avansului, s-au efectuat experiențe pentru patru tipuri de calibre (fig. 1): oval, rotund, cutie și dublu T, abordînd un domeniu larg al gradului de umplere a calibrului ($i = 50 - 150\%$). După cum se vede din figurile 1 și 2, în experimentări s-a urmărit influența geometriei și mărimii bavurii.



Nr crt	b_{k1} mm	h_k mm	$B_k = \frac{b_k}{h_k}$	h_3 mm
1	18	9	2	1
2	18	9	2	3
3	18	9	2	5

Nr crt	b_{k1} mm	h_k mm	$B_k = \frac{b_k}{h_k}$	h_3 mm
1	13	13	1	1
2	13	13	1	3
3	13	13	1	5

Nr crt	b_{k1} mm	h_k mm	$B_k = \frac{b_k}{h_k}$	h_3 mm
1	18	9	2	1
2	18	9	2	3
3	18	9	2	5

Nr crt	b_{k1} mm	h_k mm	$B_k = \frac{b_k}{h_k}$	h_3 mm
1	20	10	2	1
2	20	10	2	3
3	20	10	2	5

Fig. 1

Pentru aceasta, s-au păstrat constante toate celelalte elemente ale laminării și ale geometriei calibrului.

Cum diametrul de lucru pentru profilul obținut în condiții concrete de laminare este unul singur, se înțelege că toate celelalte vor da avansuri diferite.

În acest scop, pe suprafața cilindrilor (superior și inferior), pe generatoare, la un unghi constant (90°), s-au făcut adîncituri (rizuri) cu ajutorul unui ac de trasat și punctator (fig. 2). În acest fel, s-a creat posibilitatea determinării experimentale a avansului prin măsurare, în orice punct al calibrului pe lățimea sa.

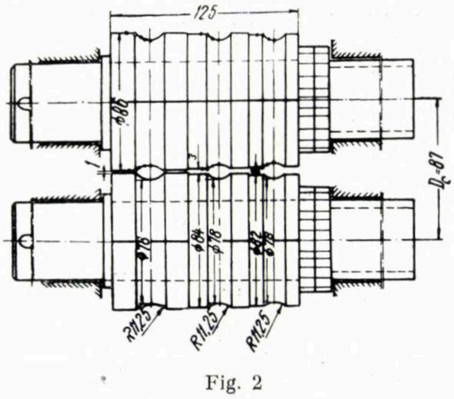


Fig. 2

Valoarea exactă a avansului și întîrzierii s-a determinat prin înregistrare cu ajutorul unui oscilograf cu bucle.

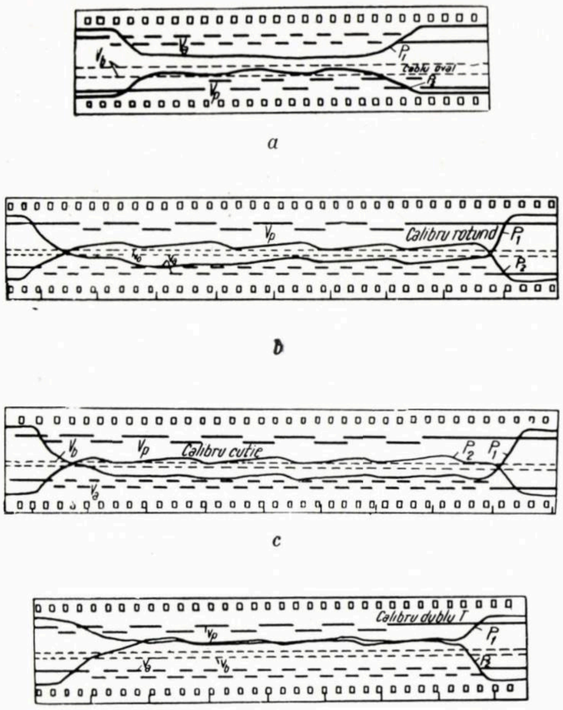
Astfel, s-au înregistrat toți parametrii necesari calculării avansului și întîrzierii (fig. 3) pentru bare laminate în fiecare tip de calibru: calibru oval (fig. 3, *a*), calibru rotund (fig. 3, *b*), calibru cutie (fig. 3, *c*) și calibru dublu T (fig. 3, *d*).

După oscilograme s-au determinat: viteza capătului anterior V_a și posterior V_p al epruvetei, viteza cilindrilor, care pentru simplificare s-a calculat la diametrul fundului calibrului d_{fk}. Cunoscîndu-se turația cilindrilor în timpul procesului stabilizat de laminare s-a calculat avansul și întîrzierea după formulele (1) și (2).

Epruvetele utilizate au fost din plumb și oțel carbon cu secțiunea pătrată sau rotundă. Înainte și după experimentări, epruvetele au fost măsurate exact, determinîndu-se aria secțiunii inițiale ω_0, aria secțiunii finale ω_1, aria secțiunii bavurii ω_3, înălțimea bavurii h_3, raportul axelor după laminare a_1 etc. Reducerea relativă și înălțimea profilului după laminare s-au calculat prin metoda secțiunilor echivalente [2].

Rezultatele experimentărilor sînt expuse parțial în tabela 1, unde, în afară de valorile menționate mai sus, s-a trecut și diametrul ideal D_0 al cilindrilor.

Din analiza datelor obţinute rezultă că laminarea longitudinală a profilelor cu sau fără bavură, ca elemente ale unor profile periodice sau ca profile simple, se încadrează în principiile de bază ale laminării din punctul de vedere al avansului şi întîrzierii.



a

b

c

d

Fig. 3

Verificarea influenţei geometriei bavurii asupra avansului este reprezentată în figura 4 pentru calibrul rotund (la celelalte tipuri de calibre alura curbei este similară), care confirmă concluziile unora dintre cercetători [9] şi [10].

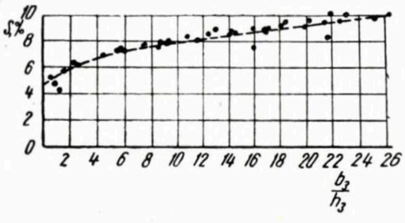


Fig. 4

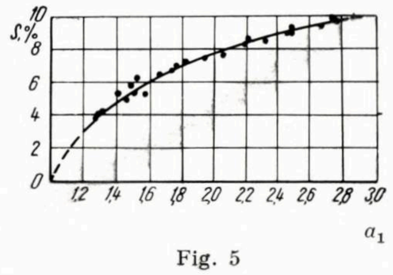


Fig. 5

De altfel, tabloul variaţiei avansului în funcţie de raportul axelor după laminare a_1 (fig. 5) care reprezintă, de fapt, influenţa reducerii relative (pentru acelaşi tip de calibru rotund), este similar cu cel din figura 4.

Explicaţia caracterului curbelor din figurile 4 şi 5 se găseşte în analiza formulelor (7) şi (9). Într-adevăr, la o valoare constantă a ariei ω_1 (deci aria calibrului şi bavurii sînt constante), mărirea lăţimii bavurii duce la micşorarea înălţimii h_{1c} şi, în final, la mărirea avansului. Invers, cu cît înălţimea bavurii creşte, în cazul ω_1 = const., avansul scade. Teoria generală a laminării [8] confirmă faptul că reducerea lăţimii duce, implicit, la micşorarea avansului.

Pentru a cerceta variaţia avansului pe lăţimea calibrului s-au laminat epruvete din plumb, suficient de lungi pentru a asigura un regim stabilizat de laminare. Adînciturile executate cu acul de trasat şi punctatorul pe suprafaţa cilindrilor în lungul axelor lor s-au reprodus întocmai pe profilele laminate.

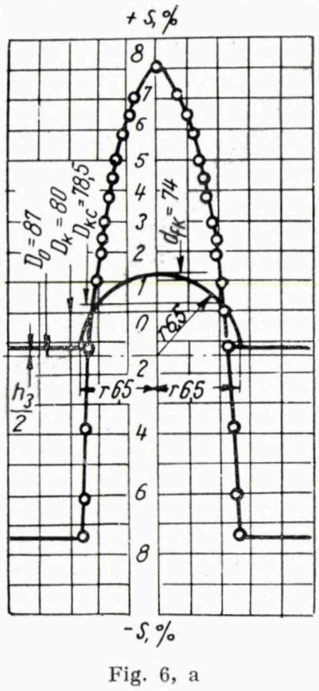


Fig. 6, a

S-a observat că lungimea elementului l_p (distanţa dintre două semne) este perfect egală pe toată lăţimea sa (amprentele se găsesc în aceeaşi secţiune, perpendiculară pe axa de laminare).

Acest fenomen este uşor explicabil dacă se analizează formula (7) în care d este valoare variabilă, diferită în diverse puncte ale conturului calibrului, deoarece componenta orizontală a vitezei periferice a calibrului V_{bx} este variabilă. Avînd în vedere cele constatate la experimentări, se poate uşor determina curba variaţiei avansului pe toată lăţimea calibrului

Tabela 1

ω_0 mm²	ω mm²	ω_3 mm²	h_3 mm	a_1	h_1 c mm	D_0 mm	d_{fk} mm	$\frac{\Delta h_c}{h_{oc}}$ %	V_a mm/s	V_p mm/s	V_b mm/s	S %	S' %	t °C	Material	Tipul calibrului
198,4	118,6	4,6	5,0	1,84	8,0	86,96	78,0	43,1	119,8	71,65	115,8	3,34	38,1	20	Pb	oval
345,4	149,3	35,3	5,04	2,66	7,49	87,0	78,0	59,4	113,5	85,5	108,5	4,60	21,3	20	Pb	,,
411,9	134,16	20,16	1,22	3,95	5,82	86,85	78,0	72,9	103,2	57,0	97,0	6,67	41,6	20	Pb	,,
196,0	154,8	22,0	5,3	1,28	11,0	87,12	74,0	21,4	108,8	87,2	105,0	3,7	17,2	20	Pb	rotund
256,0	164,4	31,6	5,1	1,58	10,21	87,0	74,0	36,1	108,5	69,5	103,0	5,28	33,0	20	Pb	,,
310,8	161,9	28,1	1,12	2,77	7,65	87,02	74,0	50,0	77,0	40,0	70,2	9,7	43,0	20	Pb	,,
222,0	148,0	—	—	1,82	8,98	87,01	78,0	36,2	112,8	75,0	109,8	2,8	31,7	20	Pb	cutie
374,6	178,39	26,6	2,86	2,85	7,9	86,92	78,0	59,1	114,5	40,0	81,2	4,0	50,5	20	Pb	,,
410,67	175,19	22,19	1,06	4,11	6,52	87,0	78,0	67,1	67,2	28,7	63,4	6,0	54,7	20	Pb	,,
306,3	140,0	3,5	1,0	2,35	7,73	87,0	77,0	55,9	83,5	38,1	79,5	5,02	52,1	20	Pb	dublu T.
473,1	156,9	15,1	0,99	3,38	6,82	86,99	77,0	68,6	79,5	26,3	74,35	6,93	64,6	20	Pb	,,
137,9	105,5	—	—	1,96	7,3	211,03	202,23	39,1	331,0	254,0	320,0	3,43	20,5	1095	OL 38	oval
143,0	109,7	—	—	1,91	7,57	212,23	202,23	37,2	332,0	255,0	320,0	3,75	20,2	900	OL 38	,,
226,0	116,6	2,6	1,3	2,64	6,65	210,73	202,23	55,6	335,0	172,0	323,0	3,71	46,7	1100	OL 38	,,
226,0	125,0	11,0	2,0	2,89	6,57	211,01	202,23	56,0	334,0	185,0	320,0	4,37	42,2	1000	OL 38	,,
490,0	197,0	72,2	1,90	5,41	6,01	211,83	202,23	72,6	331,0	133,0	316,0	4,73	58,0	1000	OL 38	,,

care, aşa cum se poate vedea din figura 6 (pentru calibrele rotunde şi ovale), repetă, într-o oarecare măsură, profilul calibrului, ceea ce este în concordanţă cu concluziile lucrării [11], care stabileşte variaţia mare a avansului pe lăţimea calibrului, în funcţie de forma sa. De aici se poate trage următoarea concluzie : în procesul de calibrare nu este necesar să se calculeze avansul mediu al elementului profilului periodic indiferent de forma acestuia, deoarece este suficient să se calculeze avansul S pentru un singur diametru (de exemplu, pentru diametrul fundului calibrului). Folosind această rezolvare parţială se poate determina cu cît va fi mai lung întregul element al profilului în comparaţie cu lungimea gravată pe cilindru, corespunzătoare acestuia.

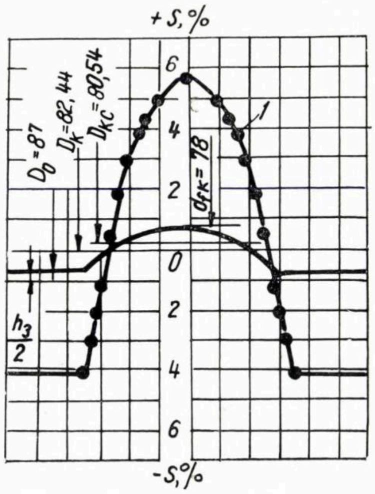


Fig. 6, b

Dacă se analizează formula (10) se observă că, dînd o valoare mai mare avansului S_n, va creşte şi valoarea lui l'_{pn}, care este determinată de diametrul cilindrului în punctul dat, restabilind astfel echilibrul.

Concluzii

Experienţele au arătat că, la laminarea profilelor cu un grad variabil de umplere a calibrelor, principiile de bază ale teoriei laminării — referitoare la variaţia avansului — sînt respectate, dacă analiza factorilor care îl influenţează se face pe elemente componente ale acestor profile.

Pentru calculul avansului fiecărui element în parte se poate utiliza metoda secţiunilor echivalente [2], [3], [4], care este foarte simplă şi destul de precisă, permiţînd şi interpretarea corectă a fenomenelor ce au loc în timpul laminării.

În cazul laminării profilelor periodice, în procesul de calibrare, nu este necesar calculul avansului mediu pentru a determina cu cît elementul profilului periodic va fi mai lung după laminare decît lungimea acestui element gravat pe cilindru deoarece este suficientă o rezolvare parțială a avansului (de exemplu pentru fundul calibrului).

BIBLIOGRAFIE

[1] Chiriță V. *Kataiușcii diametr i kontaktanaia poverhnost pri prokatke s zausențem.* Col. Trud, L.P.I., nr. 222, Moscova-Leningrad, Mașghiz, 1963, p. 151–161.

[2] Chiriță V. *Considerații asupra metodei secțiunilor echivalente și asupra domeniului ei de aplicare.* Metalurgia, nr. 5, 1964, p. 228–233.

[3] Chiriță V. *Determinarea diametrului de lucru la laminarea în calibre cu sau fără bavură.* Metalurgia, nr. 7, 1965, p. 345–350.

[4] Smirnov V. S. *O gheometriceskom podobii pri prokatke sootvestvennîh polos.* Col. Trudî L.P.I., nr. 243, Leningrad, Mașinostroenie, 1965, p. 44–54.

[5] Martînov V. N. *Issledovanie prolessa ștampovki v valțah.* Moscova, Mașghiz, 1952.

[6] Smirnov V. S., Durnev V. D. și Kașevski N. P. *Laminarea periodică longitudinală.* București, Editura tehnică, 1964.

[7] Tarnovski I. Ia,, Smirnov V. K. și Koțar S. L. *Prodolnaia prokatka profilei peremennogo seceniia.* Moscova, Metallurghizdat, 1962.

[8] Pavlov I. M. *Teoria prokatki i osnovî plasticeskoi deformații-metallov.* GONTI, NKTP, 1938.

[9] Sloan T. Iron and Steel Engineer. vol 23, nr. 12, 1946, p. 87–92.

[10] Filipov S. N. *Prodolnaia prokatka periodiceskih profilei.* Moscova, Metallurghizdat, 1956.

[11] Pavlov I. M. și Kapustina M. I. *Issledovanie operejenia i otstavania pri prokatke v kalibrah.* Col. Trudî M.I.S. 29, 1950, p. 122–131.

CZ 621.771.78 : 691.328.2

Considerații privind îmbunătățirea calității sîrmelor amprentate pentru beton precomprimat cu coarde

Prof. dr. ing. R. KOZAK
Școala politehnică din Poznan

Posibilitatea de folosire a sîrmelor cu rezistențe superioare în construcții din beton precomprimat depinde nu numai de îndeplinirea cerințelor tehnologice multiple în producție, ci și de cercetările științifice-experimentale.

Sîrmele de fabricație poloneză, fără tratament termic, sînt neuniforme pe lungime, precum și în diferitele spire ale colacilor. Cu toate că rezistența la rupere a sîrmelor este destul de mare, totuși limita lor de elasticitate și de plasticitate este relativ mică. Din această cauză, folosirea rezistenței oțelului este limitată. Nefavorabilă este, de asemenea, limita de curgere care depășește cu mult limitele admise.

A fost necesar să se întreprindă cercetări științifice, pentru a se obține varietăți de oțeluri cu limita de curgere atît de mare, încît tensiunea sîrmelor folosite în construcții din beton precomprimat să se găsească întotdeauna sub limita de curgere. Pentru fenomenul curgerii materialului, o însemnătate deosebită are mărirea limitei de elasticitate a sîrmelor $\sigma_{0,01}$.

S-a constatat că, sîrma în spire este supusă la înfășurarea în colaci la deformări plastice; din această cauză, la desfășurare nu se îndreaptă în mod automat.

Diametrul spirelor colacilor trebuie stabilit astfel, încît sîrma înfășurată să se deformeze numai în mod elastic, și la desfășurare să se îndrepte automat. Diametrul spirelor, precum au arătat cercetările autorului, depinde de mărimea tensiunilor de întindere în straturile exterioare ale sîrmelor. Aceste tensiuni trebuie să se găsească sub limita de elasticitate $\sigma_{0,01}$ și depind de următoarele mărimi:

$$\sigma_z = \frac{d}{D} \cdot E,$$

unde:

d este diametrul sîrmei;
D — diametrul spirei;
E — modulul de elasticitate a sîrmei.

Cercetările autorului au dovedit că alungirea epruvetei din sîrmă se micșorează în raport cu lungimea ei, din care cauză epruvetele cu o lungime de 0,2 m, recomandate de norme, nu sînt destul de reprezentative pentru proprietățile tehnice ale sîrmelor și că alungirea determinată pentru epruvete scurte de sîrmă nu este un indicator pentru sîrme de lungimi mari.

S-a constatat experimental că sîrmele trefilate la rece trebuie supuse unui proces de revenire la temperaturi de peste 200°C. Acest tratament termic influențează totdeauna favorabil ridicarea limitei de elasticitate și de plasticitate.

Rezistența admisibilă a sîrmelor de oțel, de producție poloneză, pentru construcții precomprimate, pe baza cercetărilor proprii, trebuie să fie: față de limita de plasticitate, de 75 % $\sigma_{adm} = 0{,}75 \cdot \sigma_{0,2}$ sau față de rezistența la rupere, de 55 % $\sigma_{adm} = 0{,}55\ \sigma_r$.

De regulă, în cazul construcțiilor precomprimate, sîrmele se găsesc într-o stare de tensiune triaxială, din care cauză defectele existente în sîrme, precum și cele apărute în timpul producției, trebuie descoperite și înlăturate la timp. Metodele cercetărilor de laborator, aplicate în decursul elaborării oțelului pe epruvete alese prin sondaj, precum și în fabricile de sîrme și la locul unde se execută construcțiile, nu dau o imagine suficientă despre proprietățile sîrmei pe întreaga ei lungime.

Valoarea rezistenței la rupere a sîrmei σ_r, precum și limita de plasticitate convențională, arătate de fabricile de sîrme, nu sînt indicatori suficienți pentru calitatea sîrmei.

Fabricile de sîrme trebuie să taie epruvete de sîrme din colaci de o lungime totală corespunzătoare cu mărimea furniturii. Cercetarea sîrmelor trebuie să cuprindă: măsurarea diametrului sîrmei, determinarea rezistenței la rupere σ_r, a limitei de plasticitate $\sigma_{0.2}$, a limitei de elasticitate $\sigma_{0.01}$, alungirea la rupere δ_{10}, modulul de elasticitate E, precum și îndoirea sîrmelor.

Rezultatele cercetărilor asupra rezistențelor trebuie să fie redate sub formă de tabele, precum și sub formă de diagrame ale tensiunilor și alungirilor; totalitatea acestor date trebuie să constituie un certificat anexat la fiecare furnitură mai mare. O atestare detaliată a fiecărui lot de producție a sîrmelor este o condiție necesară pentru executarea construcțiilor din beton precomprimat.

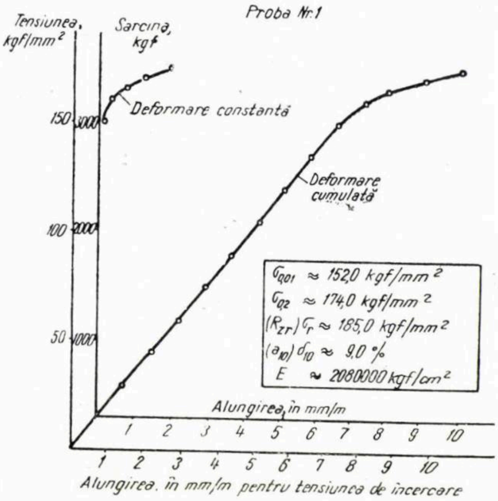


Fig. 1

Reprezentarea tensiunilor și alungirilor pentru o epruvetă de sîrmă cu diametrul de 5 mm este ilustrată în figura 1.

Condițiile tehnice cerute pentru sîrme trebuie să fie luate în considerare în decursul procesului de fabricare a sîrmelor.

În caz de dubiu în ceea ce privește calitatea sîrmelor la livrări mai mari pentru construcții precomprimate, încercările trebuie repetate (făcute din nou cercetări de către laboratoarele științifice).

Independent de aceasta, executantul construcțiilor trebuie să verifice suplimentar uniformitatea sîrmei, pe întreaga ei lungime.

Caracteristica betoanelor precomprimate cu coarde

Nu există nici o îndoială că sîrmele cu diametre mici, așezate uniform pe întreaga secțiune a elementului de construcție, transmit cel mai bine tensiunile de comprimare betonului.

Spre deosebire de betoanele precomprimate cu cabluri, care necesită numai prese de întindere, betoanele precomprimate cu coarde necesită, pentru producția lor, fabrici speciale. Un dezavantaj al betoanelor precomprimate cu coarde îl constituie, de asemenea, necesitatea de a întinde un număr mare de sîrme. Pentru o secțiune de 1 cm², de exemplu, sînt necesare: 56 de sîrme cu diametrul de 1,6 mm, sau 20 de sîrme cu diametrul de 2,5 mm, sau 5 sîrme cu diametrul de 5,0 mm.

Împletirea sîrmelor cu diametrul de 1,5 și 2,5 mm, luate cîte două sau trei, permite o micșorare a întinderii pînă la o treime.

Cu toate aceste dezavantaje ale betoanelor precomprimate cu corzi, în comparație cu betoanele precomprimate cu cabluri, există posibilitatea unei folosiri aproape duble a oțelului pe 1 kg de sîrmă; independent de acest lucru, betonul precomprimat cu corzi permite executarea unor elemente precomprimate de o mărime cît mai mică dorită. În fine, trebuie constatat că munca suplimentară depusă la întinderea unui număr mai mare de sîrme se compensează cu economiile făcute cu ocazia unei exploatări mai bune a oțelului.

Pentru betoane precomprimate cu coarde, o însemnătate deosebită o are aderența sîrmelor la beton. Cercetările metodice ale aderenței sîrmei la beton, făcute pentru diferite diametre ale sîrmelor simple și împletite și pentru multe calități de oțeluri, au permis să se stabilească condițiile reale ale unei aderențe corespunzătoare, precum și metodele tehnologice pentru mărirea aderenței sîrmelor.

Problema aderenței pentru betoanele precomprimate cu coarde este foarte importantă, căci tensiunile sînt transmise prin întreaga lungime a sîrmelor care aderă la beton. Transmiterea unei forțe de precomprimare necesită o lungime corespunzătoare a elementelor de beton. Lungimea elementelor, din punct de vedere al aderenței, depinde de secțiunea, forma, suprafața și calitatea sîrmei, și în afară de aceasta și de vechimea betonului și de mărimea forței de precomprimare. Lungimea de aderență a sîrmei oscilează între 10 și 50 cm.

Conform cu cercetările ce se fac în străinătate, precum și conform cercetărilor proprii, tensiunile maxime ale aderenței sîrmelor din oțel neted oscilează de la 15 kgf/cm^2 pînă la 30 kgf/cm^2, în raport cu diametrul și suprafața sîrmei, precum și în raport cu calitatea betonului. Tensiunea coardelor nu poate depăși limitele tensiunilor de aderare ale betonului. Prin aderența sau rezistența de alunecare se înțelege tensiunile la care începe alunecarea sîrmei. Aderența este deci raportul între forța în momentul încetării întinderii și suprafața betonată a sîrmei, în mm^2.

Pentru betoane precomprimate cu coarde se folosesc în general sîrme rotunde cu diametrul de 1,5 mm, 2,5 mm și chiar 5 mm. Se folosesc de asemenea sîrme profilate, cu secțiunea pătrată, dreptunghiulară, care se împletesc adeseori de-a lungul axei longitudinale precum și cu secțiune eliptică sau ovală. Pentru a avea o aderență mai mare, sîrmele pot avea pe exteriorul lor niște ridicături. Sîrmele simple rotunde se împletesc adeseori cîte două sau trei.

Sîrmele rotunde subțiri, folosite la betoane cu rezistențe corespunzător de mari, posedă în general o aderență suficientă. Sîrmele cu un diametru de peste 2,5 mm trebuie pregătite corespunzător, în vederea aderenței.

Există un număr mare de metode pentru mărirea aderenței sîrmelor, ca : laminarea, canelarea și profilarea. Producția sîrmelor cu diametre mai mari, profilate, nu prezintă în general greutăți tehnologice prea mari.

Procedeele privind mărirea aderenței prin zincarea și decaparea sîrmelor nu au întrebuințare prea mare în practică.

Amprentarea sîrmelor cu diametrul de 5 mm pentru betoane precomprimate cu coarde

Experiențele autorului cu privire la amprentarea sîrmelor prin laminare la rece, din două sau patru părți, la distanțe corespunzătoare cu diametrul sîrmei, s-au dovedit foarte favorabile pentru aderența sîrmelor.

Adîncimea amprentelor este limitată de proprietatea oțelului (fig. 2).

Analizîndu-se posibilitățile executării betoanelor precomprimate cu coarde direct pe teren, au fost executate lucrările experimentale cu privire la aplicarea sîrmelor cu diametrul de 5 mm la betoane precomprimate cu coarde de producție poloneză.

În acest scop, au fost amprentate sîrme cu diametrul de 5 mm, efectuîndu-se bilateral și din patru părți șențulețe cu o adîncime de 0,25 mm. Adîncimea șențulețelor a fost aleasă astfel, încît slăbirea secțiunii inițiale a sîrmei să fie cît mai mică posibil.

Figura 2 ilustrează sîrma netedă, precum și repartizarea și adîncimea șențulețelor pentru amprentarea bilaterală și din patru părți.

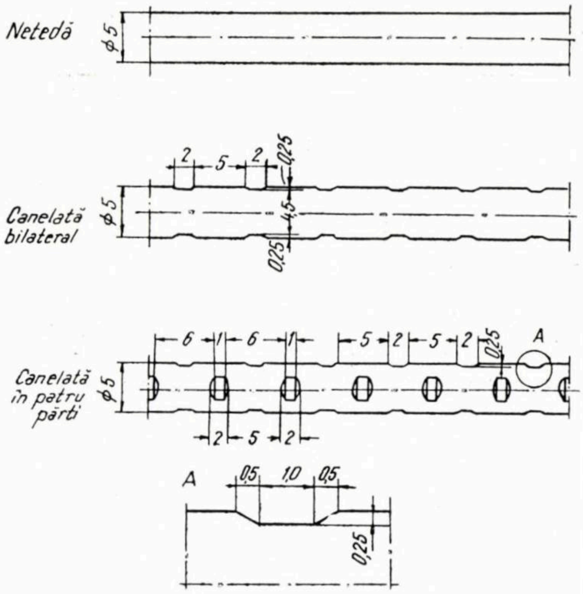


Fig. 2

Experiența a arătat că operațiunea de amprentare prin presare se poate executa ușor pe sîrme după ultima trecere la trefilare. Ele trebuie tratate apoi termic printr-o revenire la temperatura de 225°C, în decurs de 4 min. Nu este exclusă revenirea la temperaturi mai mari, dar atunci durata tratamentului este corespunzător mai scurtă.

Folosirea altor temperaturi de revenire necesită cercetări de laborator speciale. Rezultatele comparative medii ale cercetării sîrmelor de 5 mm, netratate termic și tratate termic, sînt arătate în tabela 1.

Fiecare epruvetă constituie media dintr-o singură spiră a sîrmei. Mediile cuprind trei epruvete, care ilustrează trei diferite spire ale sîrmei. Reprezentarea tensiunilor și a alungirilor sîrmelor nr. 2, 5 și 8, netratate termic și tratate termic, se dă în figura 3 (*2* — netedă, netratată ; *5* — amprentată bilateral, netratată ; *8* — amprentată din patru părți, netratată ; *2'* — netedă, tratată termic ; *5'* — amprentată bilateral, tratată termic ; *8'* — amprentată din patru părți, tratată termic).

S-a constatat experimental că tratamentul de revenire la temperatura de 225°C îmbunătățește proprietățile de rezistență ale sîrmelor, astfel încît din punct de vedere al calității,

Tabela 1

Caracteristica	Felul sîrmei	Netratate termic			Tratate termic			Diferența maximă între sîrma netratată termic și tratată termic, %
		Media în kgf/mm²	Valoarea în procente	Diferența în procente	Media în kgf/mm²	Diferența în procente		
$\sigma_{0,01}$	Neted	85,3	100	—	103,2	100	—	—
	Presat 2x	74,3	87	13	94,3	91	9	27
	Presat 4x	80,6	94,5	5,5	128,3	124	24	60
$\sigma_{0,2}$	Neted	133,6	100	—	149,1	100	—	—
	Presat 2x	124,5	91,5	8,5	131,8	88,5	11,5	5
	Presat 4x	121,8	91,3	8,7	163,4	110	10	34
σ_r	Neted	175,1	100	—	178,2	100	—	—
	Presat 2x	168,3	96	4	175,6	98,5	1,5	4
	Presat 4x	166,3	95	5	178,2	100	—	7

sîrma nu este inferioară sîrmelor fabricate în străinătate.

Cercetări minuțioase, verificate cu ajutorul cercetărilor proprii, au arătat că prin revenire se pot mări considerabil proprietățile de rezistență la rupere ale sîrmelor și, în raport cu

Sîrmele de oțel revenite trebuie înfășurate în colaci cu tensiuni elastice, iar la desfășurare trebuie evitată producerea deformărilor permanente. Alungirea crește cu ocazia îndreptării sîrmei, iar rezistența și gîtuirea se micșorează.

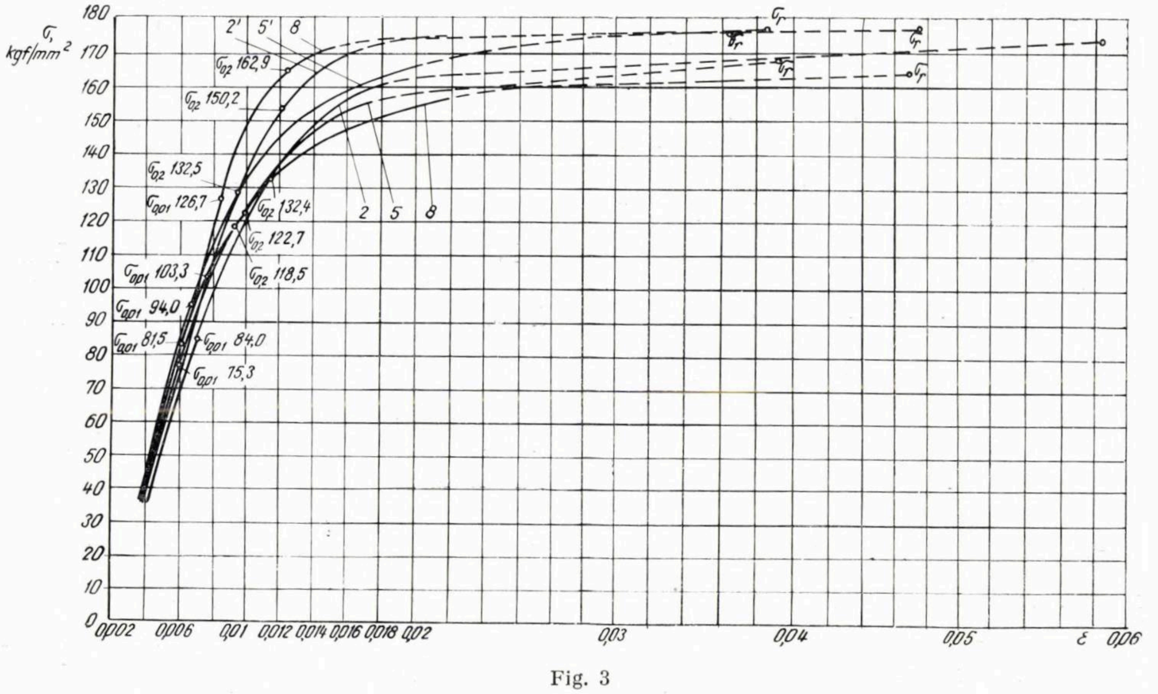


Fig. 3

temperatura aleasă și timpul de revenire, se poate mări după voie limita de elasticitate $\sigma_{0,01}$, fără a mări limita de plasticitate $\sigma_{0,02}$ și rezistența la rupere, care rămîn la valoarea lor, aproape fără nici o schimbare. Experiența a dovedit că prin această metodă se poate schimba după voie diagrama tensiunilor și a alungirilor.

S-a constatat de asemenea, că creșterea limitelor $\sigma_{0,01}$ și $\sigma_{0,02}$, datorită revenirii, poate fi înlăturată prin întindere, laminare, îndreptare și încovoiere.

Concluzii

Din cercetările științifice-experimentale a reieșit că executarea amprentării din patru părți a sîrmelor cu diametrul de 5 mm, precum și tratamentul de revenire creează posibilități cu totul noi în dezvoltarea betoanelor precomprimate cu coarde. Aceasta este confirmată de următoarele condiții:

Aderența sîrmelor amprentate este mult mai mare decît cea a sîrmelor netede. Nu s-a constatat o influență a canelării asupra măririi fenomenelor de curgere. La probele de întindere a sîrmelor s-a constatat pentru sîrmele netede tensiunea de aderență $\tau = 25$ kgf/cm², iar pentru sîrmele amprentate, $\tau = 50$ kgf/cm². Rezistența la alunecare crește pentru sîrmele amprentate și este de $\tau_{max.} = 100$ kgf/cm². Cu cît amprentarea este mai exactă, cu atît tensiunile de aderență sînt mai mari. Cu cît amprentarea este mai adîncă, cu atît rezistența la alunecare este mai mare. Cele mai bune par a fi sîrmele cu șanțuri avînd adîncimea de la 0,1 pînă la 0,2 mm, executate la distanța de 0,5 *d* pînă la *d*.

Sîrmele după amprentare trebuie tratate termic (revenirea la temperatura de 225°C).

Amprentarea bilaterală nu este economică căci provoacă scăderea rezistenței sîrmelor.

Amprentarea sîrmelor din patru părți și supunerea lor la tratament termic măresc limita de elasticitate $\sigma_{0,01}$ cu 60%, iar limita de plasticitate $\sigma_{0,2}$, cu 34%.

Sîrmele amprentate pot fi înfășurate în colaci cu diametrul de 2,10 m. Sîrma după desfășurare se îndreaptă singură.

Sîrmele amprentate cu un diametru de 5 mm, folosite la confecționarea betoanelor precomprimate cu coarde micșorează numărul sîrmelor întinse.

Prin folosirea sîrmelor amprentate a fost creată posibilitatea de a confecționa betoanele precomprimate pe terenul de construcții, identic ca pentru betoanele precomprimate cu cabluri.

Prin folosirea preselor de întindere s-au creat posibilități de a arma grinzi scurte cu sîrmă amprentată. Pentru producția unor astfel de elemente nu este nevoie ca fabricile să posede linii de întindere lungi.

CZ 621.785 : 629.114.4–2

Influența factorilor de calitate a oțelului asupra rezultatelor unui tratament termic corect aplicat (I)

Ing. M. MARINESCU-FIRICĂ
Uzinele „Steagul roșu" – Brașov

Majoritatea pieselor ce intră în construcția autovehiculelor se supun uneia sau mai multor operații de tratament termic, cu scopul îmbunătățirii proprietăților lor mecanice și, ca urmare, a caracteristicilor lor funcționale.

Industria de autovehicule folosește o diversitate mare de oțeluri, reprezentînd tonaje anuale foarte importante de material care se supun operațiilor de tratament termic, dar, în principiu, fiecare fabrică se limitează la un număr cît mai restrîns de mărci de oțel și în mod obișnuit la două – trei tipuri de oțeluri pentru cementare și aproximativ la tot atîtea sorturi de oțeluri pentru îmbunătățire.

Aceasta, în vederea atît a simplificării greutăților de aprovizionare, cît și a ușurării urmăririi reperelor în fabricație, pentru evitarea amestecurilor de material.

Tratamentul termic este procesul tehnologic din fabricația autovehiculelor, cel mai strîns legat de calitatea diferitelor sorturi de oțel folosite în procesul de producție.

Variații prea mari de calitate a oțelului supus tratamentului termic duc, inevitabil, la rebuturi care apar în fabricație, sau la defecte interne care se manifestă mult mai tîrziu prin ruperea pieselor în serviciu.

În general, rebuturile de tratament termic din fabricație, ca și ruperea în exploatare a unor piese ce au suferit operații de tratament termic, pot avea mai multe cauze dintre care cele mai importante sînt următoarele : calitatea materialului piesei ; executarea necorectă a tratamentului termic ; erori de construcție sau de montaj ; condiții de exploatare.

În articolul de față se va expune numai influența calității oțelului asupra procesului tehnologic de tratament termic, într-o fabricație de serie, cu exemplificări din industria constructoare de autocamioane, subliniindu-se importanța factorilor de calitate a oțelului asupra rezultatelor unui tratament termic corect aplicat.

Din punct de vedere al tratamentului termic și în special al influenței pe care o pot exercita, asupra rezultatelor sale, factorii de calitate ai unui oțel se pot grupa în trei categorii principale : compoziția chimică ; adîncimea de călire și grăuntele ereditar ; defectele macro- și microscopice rezultate din turnare sau în urma prelucrărilor mecanice la cald.

În cele ce urmează se examinează felul cum toţi aceşti factori condiţionează tehnologia şi rezultatele tratamentului termic aplicat pieselor de oţel.

Compoziţia chimică a oţelului

În practică, numai după ce se cunoaşte compoziţia chimică a oţelului, adică conţinutul său în carbon, în elemente de aliere şi în elemente reziduale, precum şi distribuţia lor, poate fi apreciată calitatea oţelului şi, în consecinţă, prevăzută comportarea lui la tratamentul termic.

Conţinutul în carbon şi elemente de aliere, caracterizînd marca oţelului, influenţează direct procesul tehnologic de tratament termic. În general, fiecare marcă reclamă alt regim de tratament termic şi, ca urmare, depăşirea limitelor de compoziţie prescrise în norme sau STAS-uri duce de obicei la remanieri şi rebuturi de tratament.

Pentru o fabricaţie de serie, cu un anumit regim de tratament termic omologat, uneori chiar şi limitele din STAS sînt prea largi şi duc la rezultate neuniforme, care, destul de frecvent, nu se încadrează în condiţiile tehnice cerute piesei tratate.

Astfel, în STAS 880-60 pentru oţelul carbon de calitate conţinutul în carbon al diferitelor mărci standardizate variază la oţelurile de calitate în limita a max. 0,13% (inclusiv abaterile tolerate), iar la oţelurile selecţionate în limita a max. 0,11%.

Aceste limite largi — dat fiind că oţelul nu se poate urmări în procesul de fabricaţie pe şarje de elaborare — nu permit întotdeauna aplicarea unui regim de tratament termic constant, caracteristic unei fabricaţii de serie, pentru obţinerea unor proprietăţi mecanice omogene şi cuprinse între limitele prescrise de documentaţia tehnică.

De aceea, în special la operaţii de călire se produc rebuturi din cauza crăpăturilor sau remanieri din cauza unei durităţi insuficiente.

La uzinele „Steagul roşu" — Braşov, ambele cazuri au fost des întîlnite mai ales la tratamentul termic al pîrghiilor de fuzetă din oţel 41 C 10 sau al fuzetelor din oţel 41 MoC 11.

Variaţiile de compoziţie ale acestor oţeluri (în special variaţia conţinutului de carbon) au dus la diferenţe de comportare la călire care au mers de la totala imposibilitate de a putea fi călite conform tehnologiei — în ulei — şi pînă la crăparea unora dintre piese, atunci cînd, pentru remaniere, acestea erau călite în apă.

La călirea supericială prin curenţi de înaltă frecvenţă situaţia este şi mai gravă prin faptul că la această operaţie se cere — după cum se ştie — un interval şi mai restrîns de variaţie a conţinutului în carbon al oţelului, pentru ca acesta să corespundă unui regim de reglare dat (omologat) al maşinii c.i.f.

În mod normal, această variaţie nu trebuie să depăşească 0,06—0,08%C pentru a se evita fisurile şi a se asigura totodată o duritate suficientă stratului călit. Uzina „Steagul roşu" a fost de multe ori nevoită — spre a evita rebuturile de tratament c.i.f. la axele cu came şi arborii cotiţi de la SR—101 — să sorteze barele de oţel după conţinutul de carbon, bucată cu bucată, înainte de a le introduce în fabricaţie.

Este adevărat că, în stabilirea regimului de călire c.i.f. intervin şi alţi factori (mărimea grăuntelui austenitic, structura iniţială etc.), însă influenţa hotărîtoare o are conţinutul în carbon.

Abateri de la compoziţia chimică a oţelului se pot întîlni şi la elementele de aliere şi atunci, destul de frecvent, la tratamentul termic nu se obţine structura cerută piesei. Depăşirea conţinutului în siliciu şi mai ales a elementelor care formează carburi duce de cele mai multe ori la rebutarea în masă a pieselor fie din cauza fisurilor de călire, fie a ruperilor (spargerilor) în fabricaţie sau în exploatare, ca urmare a unei fragilităţi crescute a pieselor tratate.

În mod obişnuit, dacă toate elementele de aliere ce contribuie la călire se află la limita lor minimă, este posibil să nu se obţină duritatea şi rezistenţa minimă impusă piesei; pe de altă parte, dacă elementele de aliere sînt la valorile lor maxime, este foarte probabil ca o călire normală să producă crăpături în piesă sau să nu se obţină pentru proprietăţile plastice (δ, ψ, K) valorile minime caracteristice oţelului folosit.

Este lucru cunoscut că îndeosebi manganul, ca element de aliere, chiar la depăşiri cu cantităţi relativ mici, măreşte sensibilitatea oţelului la supraîncălzire şi la apariţia fisurilor de călire.

Conţinutul în elemente însoţitoare care sînt considerate vătămătoare în oţel (P,S,As,H,N,Cu) are de asemenea o influenţă covîrşitoare asupra comportării oţelului la tratamentul termic.

Un conţinut ridicat de sulf sau de fosfor provoacă fisuri în piesă, care se produc la cald (S) sau la rece (P) fie prin ridicarea fragilităţii masei metalice de bază (P), fie prin incluziunile nemetalice pe care le generează (S). La formarea acestora din urmă contribuie în mare măsură şi oxigenul sau siliciul care, dînd naştere la incluziuni de oxizi sau de silicaţi, conferă oţelului caracteristici mecanice scăzute.

În afară de fragilitate la rece, conţinutul mare de fosfor mai provoacă în oţelurile aliate de îmbunătăţire şi fragilitate de revenire, iar în oţelurile cu conţinut de hidrogen, fosforul grăbeşte apariţia fulgilor.

Cuprul, în cantităţi ce depăşesc limitele standardizate, poate da naştere în cursul operaţiilor de tratament termic la rebuturi, ca urmare a fenomenelor de precipitare pe care le produce în structura unor oţeluri.

Hidrogenul şi azotul sînt gaze nedorite, nu numai prin defectele mecanice pe care le provoacă direct în oţelul turnat (sufluri, pori etc.), dar şi prin modificările ulterioare de structură ce intervin în timpul prelucrării la cald a oţelului. Hidrogenul dă naştere la fragilitatea de decapare şi la fulgi, iar azotul creează precipitări de nitruri în oţelul moale, care duc la durificarea prin îmbătrînire şi la scăderea rezilienţei acestuia în tablele ambutisate.

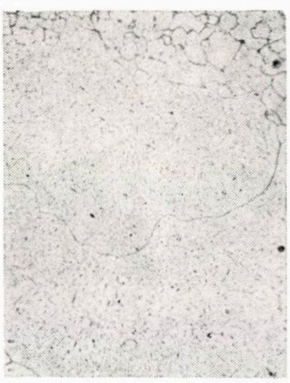


Fig. 1

În figura 1 (×100) se prezintă o micrografie dintr-o tablă de oţel moale folosită la confecţionarea jenţilor pentru roţile de autocamion. În afară de contribuţia unor granulaţii neomogene şi cu grăunţii foarte mari (datorită unei tehnologii necorespunzătoare de îndoire la cald), tabla a crăpat la prelucrare şi din cauza numeroaselor precipitări de nitruri care au durificat şi fragilizat ferita oţelului.

Segregaţiile reprezintă variaţii mari în compoziţia chimică a unei piese de oţel de compoziţie dată, prin îmbogăţirile locale în carbon, în elemente de aliere sau în impurităţi.

Segregaţiile cele mai frecvente sînt segregaţiile de carbon, fosfor şi sulf şi ele se întîlnesc în barele laminate din lingouri de oţel insuficient omogenizate înainte de prelucrarea lor la cald.

Segregaţiile provoacă, la tratamentul termic, durităţi neomogene, şi, cel mai adesea, crăpături adînci în piesă (fisuri de segregaţie).

Fisurile de segregaţie se nasc din cauza proprietăţilor diferite de rezistenţă şi de tenacitate ale oţelului în zonele cu segregaţii, ceea ce creează prin tratament tensiuni interne mari între constituenţii structurali diferiţi, tensiuni care pot duce la ruperea pieselor.

În figura 2 se reprezintă o secţiune transversală prin tija canelată a unui pinion de atac fisurat la tratamentul termic din cauza segregaţiei de carbon din miezul piesei (oţel 21 MoMC 12 cementat şi călit).

Datorită diferenţei în conţinutul de carbon dintre cele două zone din interiorul piesei (cu 0,19% C — alb şi 0,48% C — negru), la călirea stratului cementat s-au creat tensiuni interne neomogene în miez, care au dus la fisurarea piesei.

Călibilitatea şi grăuntele ereditar

Practica tratamentelor termice din uzinele mari a confirmat întotdeauna necesitatea unui control prealabil al capacităţii de călire a oţelurilor, înainte de introducerea lor în fabricaţie. Acest control urmăreşte ca, printr-o călibilitate ridicată, să se asigure pieselor o rezistenţă cît mai uniformă a metalului pe toată secţiunea şi o asociere optimă a rezistenţei cu rezilienţa.

De foarte multe ori în atelierele de tratamente termice se întîlnesc cazuri cînd două mărci de oţel cu acelaşi conţinut de carbon obţin după călire aceeaşi duritate maximă la suprafaţă, însă în adîncime duritatea lor variază în mod diferit (adică pătrunderea lor de călire este diferită) în funcţie de călibilitatea celor două oţeluri.

După cum se ştie, nu există o legătură directă între gradul de călire şi adîncimea de călire a oţelului ; gradul de călire depinde de conţinutul în carbon iar adîncimea de călire, de conţinutul în carbon şi în elemente de aliere, precum şi de grăuntele ereditar, care este funcţie de modul de elaborare a oţelului.

Grăuntele austenitic sau grăuntele ereditar reprezintă criteriul principal de clasificare a oţelurilor pentru necesităţile tehnologice ale tratamentului termic.

El caracterizează comportarea oţelului la supraîncălzire şi la călire (pătrunderea de călire).

În afară de călibilitate, mărimea grăuntelui austenitic influenţează puternic şi fragilitatea de revenire a oţelurilor aliate.

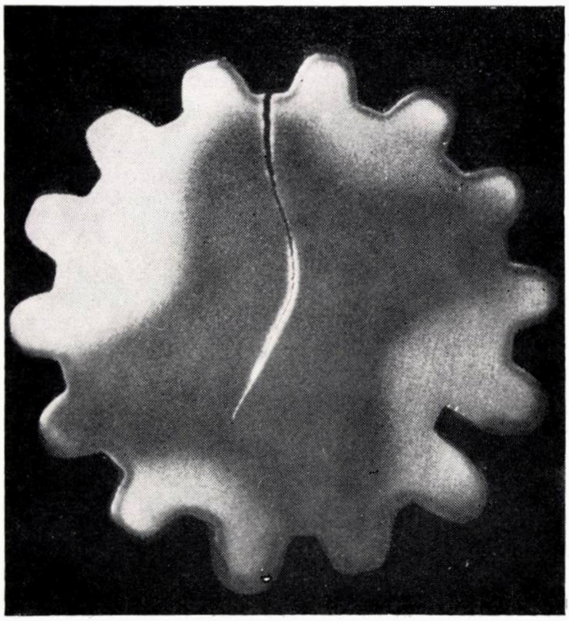


Fig. 2

Gradul de fragilitate la revenire a oţelurilor slab aliate creşte sensibil cu mărimea grăuntelui austenitic. Această influenţă este accentuată de prezenţa impurităţilor şi — după cum s-a arătat — în special de conţinutul oţelului în fosfor şi în mai mică măsură în staniu.

Grăuntele ereditar se naşte şi este stabilizat de la elaborarea oţelului, fiind prea puţin influențat de prelucrări la cald ulterioare. Prin aceasta, el constituie un criteriu sigur de apreciere a calității oțelului, de care trebuie să se țină seamă în alegerea regimului de tratament termic al pieselor.

Cu toată importanța sa pentru tehnologia de tratament termic, în standardele noastre de oțeluri i se acordă o importanță minoră și limitată.

Astfel, standardul pentru oțel carbon de calitate (STAS 880-60) prevede — și aceasta numai la oțelurile selecționate — împărțirea lor în două grupe de oțeluri ce pot fi livrate de producător : oțel cu granulație fină (cu punctaj minim 5) și oțel cu granulație grosolană (cu punctaj maxim 4), deși pentru tratamentul termic convin mai bine, sînt mai indicate și se cer mai mult oțelurile cu punctaj mediu (3—6).

În standardul pentru oțeluri aliate de construcție (STAS 791-63), problema mărimii grăuntelui austenitic se lasă la discreția înțelegerii cu producătorul, în practică toate oțelurile fiind livrate obișnuit cu granulație fină (punctaje 4—8).

Într-o fabricație de serie, unde regimul de tratament termic se fixează la omologarea tehnologiei, variațiile mari în mărimea grăuntelui austenitic la șarjele de oțel puse în lucru creează dificultăți considerabile. Ele constituie de obicei principala cauză de rebuturi sau remanieri din atelierele de tratamente, rebuturile provenind fie de la piesele insuficient călite (cu duritate mică), sau prea tare călite (cu deformări sau fisuri de călire), fie de la piese supraîncălzite la încălzire precum și de la piesele care nu prind călire la c.i.f. sau care se fisurează la regimul c.i.f. omologat.

Pentru practica tratamentului termic prin curenți de inducție de înaltă frecvență, în afară de restrîngerea limitelor în conținutul de carbon, se mai cere ca oțelul să nu aibă o granulație austenitică mare. În acest sens, se recomandă folosirea oțelurilor cu granulație peste punctaj 5 cu scopul, pe de o parte, de a avea o pătrundere de călire minimă și, pe de altă parte, pentru a se evita la aplicarea unei încălziri și răciri intense (caracteristice tratamentului prin c.i.f.), producerea unor tensiuni interne prea mari, care provoacă deformări și fisuri.

Mai trebuie menționat că, la călirea prin curenți de înaltă frecvență, oțelul conținînd granule de diferite mărimi nu se poate întrebuința fără pericol de fisurare, indiferent de regimul de tratament care se alege.

De altfel, o granulație neomogenă (grăunți mari pe fond de grăunți mici) este mai dăunătoare calității oțelului, în ce privește tehnologia de tratament termic, decît un grăunte prea mic sau prea mare, însă omogen.

Grăuntele austenitic este, pentru tratamentul termic, un factor de calitate a oțelului prin el însuși, dar și prin faptul că el influențează direct călibilitatea, care la rîndul ei condiționează proprietățile mecanice ale oțelului, deci rezistența pieselor tratate termic și, în consecință, comportarea lor în exploatare.

Un oțel care, din cauza călibilității sale reduse, nu s-a călit pe toată secțiunea, va prezenta în miez o structură de călire incompletă (troostită, sorbită sau chiar perlită), iar la suprafață o structură martensitică. După revenire, pentru o anumită duritate la suprafață, acest oțel va avea proprietățile mecanice și în special reziliența și rezistența la oboseală mult mai reduse decît un oțel călit pe toată secțiunea și revenit la aceeași duritate.

Din aceste motive, există tendința în producție să se folosească oțeluri cu indici de călibilitate cît mai ridicați și să se recurgă la mărci noi de oțeluri aliate, atunci cînd, din cauza grosimii prea mari a piesei, oțelurile utilizate nu asigură prin călibilitatea lor redusă, o călire pe toată secțiunea.

Pentru a nu se face risipă, alegîndu-se oțeluri aliate scumpe acolo unde nu este necesar, proiectantul trebuie să cunoască călibilitatea mărcilor de oțel pe care le utilizează, astfel încît să poată alege just marca de oțel care asigură indicii de rezistență ceruți pentru piesa respectivă.

În situația actuală, standardele noastre de stat nu dau indicații în legătură cu călibilitatea oțelurilor standardizate. În standardele încă în vigoare, călibilitatea este cerută informativ (ca în STAS 791-63 pentru oțeluri aliate de construcție) sau lăsată la înțelegerea dintre producător și beneficiar (ca în STAS 880-60, oțel carbon de calitate). Ea nu este deci impusă ca o condiție tehnică de calitate a oțelului, obligatorie. În aceste condiții, beneficiarii primesc oțeluri de aceeași marcă însă cu diferite călibilități, pe care supunîndu-le unor operații de tratament termic omologate într-o fabricație de serie, obțin rezultate foarte neomogene, cu caracteristici mecanice ale pieselor variind între limite largi.

De aici rezultă rebuturi de tratament sau, în cel mai bun caz, repetarea operațiilor în alte condiții termice (după o prealabilă triere a pieselor) pentru remaniere. Remanierea reprezintă însă încurcarea fluxurilor tehnologice, pierderi de capacitate în producție și întîrzieri în programul de fabricație. Toate acestea se pot evita prin cunoașterea călibilității oțelurilor ce se tratează termic.

CZ 669.15'28-194

Utilizarea molibdenitei ca înlocuitor al feromolibdenului

Ing. I. FOTACHE şi ing. I. RĂDULESCU
Uzinele „Progresul" – Brăila

Feromolibdenul fiind un feroaliaj care se procură din import şi avînd un preţ de cost destul de ridicat, problema înlocuirii lui se pune cu acuitate.

Datorită caracterului deficitar şi aprovizionării dificile a acestui feroaliaj, la uzinele „Progresul" – Brăila s-a căutat să se elimine aceste inconveniente, prin folosirea molibdenitei în locul feromolibdenului, la alierea oţelurilor cu molibden.

Instabilitatea molibdenitei sub acţiunea temperaturilor foarte înalte din cuptoarele de elaborare permite utilizarea acesteia în şarjă, molibdenul dizolvîndu-se uşor în baia metalică.

Folosind molibdenita la alierea oţelurilor cu molibden elaborate în cuptoarele electrice bazice, s-a reuşit alierea oţelurilor cu pînă la 0,55 % Mo, în condiţiile unui proces tehnologic de elaborare sigur, fără riscul impurificării băii metalice cu sulf peste limitele prescrise.

Căile urmate au constat în :

1. Folosirea molibdenitei la alierea oţelurilor Martin trecînd prin faza intermediară de prealiaj.

2. Utilizarea directă a molibdenitei în cuptorul electric cu arc, molibdenul fiind dizolvat în baia metalică, conform reacţiilor [1] :

$$(MoS_2) + 2\,(CaO) + 2\,(C) \rightarrow (Mo) + 2\,(CaS) + 2\,(Co)$$

$$(Mo) \rightarrow [Mo]$$

$$3\,(MoS_2) + 2\,(CaC_2) + 4\,(CaO) \rightarrow 3\,(Mo) + 6\,(CaS) + 4\,(Co)$$

$$(Mo) \rightarrow [Mo]$$

În cazul uzinelor „Progresul" oţelurile aliate cu molibden, necesare fabricaţiei, se cereau în cantităţi mari (lingouri de 6, 8, 10 şi 12 t) şi, dată fiind capacitatea mică a celor două cuptoare electrice, se impunea elaborarea acestor oţeluri în cuptorul Martin, adică alierea oţelurilor cu molibdenul din molibdenită în condiţiile pe care le oferă cuptorul Martin.

Încercările efectuate în aceste condiţii s-au soldat cu rezultate nefavorabile, din două motive : molibdenita care se introduce pe vatră, înainte de încărcare sau în timpul încărcării, este spulberată de gazele din cuptor şi antrenată în camerele regeneratoare ; îndepărtarea sulfului din baia metalică este dificilă (chiar imposibilă) din cauza caracterului oxidant al zgurei.

Procedeul adoptat, impus de condiţiile arătate, a fost acela de a obţine în cuptorul electric, utilizînd molibdenita, un prealiaj îmbogăţit în molibden (3,5–4 %) care s-a folosit ulterior în cuptorul Martin, obţinîndu-se alierea cu molibden a oţelurilor în limitele 0,30–0,50 %.

Din încercările efectuate pentru a definitiva tehnologia optimă de elaborare a prealiajului, cele mai edificatoare au fost şarjele care se vor analiza amănunţit în continuare, după elaborarea cărora s-a stabilit procesul tehnologic adecvat.

Prima şarjă s-a elaborat astfel : s-au încărcat, pe vatra cuptorului electric, 66 kg molibdenită peste care s-a încărcat fier vechi pentru 2 t metal lichid. După topirea şarjei s-a luat proba şi apoi s-a evacuat zgura de topire. A doua zgură a fost puternic reducătoare, carbidică. Materialele utilizate la formarea zgurei au fost următoarele : 550 kg var bulgări, 200 kg fluorură de calciu, 5 kg ferosiliciu 75 % şi cocs de petrol. În tot timpul acţiunii zgurei asupra băii metalice s-a avut grijă ca deasupra zgurei să existe un strat uniform, foarte subţire, de cocs de petrol. Cele 550 kg var şi 200 kg fluorură reprezintă aproximativ 40 % din greutatea şarjei.

Toate materialele utilizate pentru formarea zgurei reducătoare s-au introdus în cuptor treptat, în cantităţi aproximativ egale, în timp de 90 min, iar zgura a devenit carbidică după 20 min de la începerea formării ei.

La 70 min, după ce zgura a devenit carbidică, s-a evacuat şarja.

În tabela 1 sînt redate compoziţiile chimice ale probelor luate în timpul elaborării, prima probă fiind prelevată din cuptor înainte de evacuarea zgurei de topire, iar celelalte două probe, la interval de 10 min între ele, a treia probă fiind luată cu 10 min înainte de evacuarea şarjei.

La a doua şarjă, pentru 2 t metal lichid s-au introdus în cuptor, în timpul topirii, 135 kg molibdenită. După topire s-a transformat zgura oxidantă de topire în zgură carbidică. La formarea zgurei carbidice s-au utilizat : 700 kg var, 300 kg fluorură de calciu, 7 kg ferosiliciu 75 % şi cocs de petrol. La fel ca la prima şarjă, pe suprafaţa zgurei, în tot timpul cît aceasta a acţionat asupra băii metalice, s-a menţinut un strat uniform şi foarte subţire de cocs de petrol.

Varul și fluorura consumate, împreună cu zgura de topire de circa 200 kg (10 % din greutatea șarjei), reprezintă 60 % din greutatea șarjei elaborate.

Durata acțiunii zgurei reducătoare asupra băii metalice a fost de 150 min.

Probele au fost luate la interval de 20 min între ele: prima probă a fost luată la topire, ultima probă fiind prelevată cu 2 min înainte de evacuare.

După cum se observă din tabela 1, unde sînt redate rezultatele analizelor chimice ale probelor, desulfurarea este foarte avansată, corespunzînd unui grad de desulfurare

$$\eta_S = \frac{1{,}10\%\ S}{0{,}060\%\ S} = 18,$$

unde:

1,10 % S este cantitatea de sulf la proba I;

0,060 % S — cantitatea de sulf la proba a VII-a.

Desulfurarea avansată s-a datorat faptului că zgura a fost carbidică și s-a lucrat cu zgură multă, în proporție de 60 %. Rolul cantității de zgură iese în evidență din relația:

$$[S] = \frac{\langle S \rangle}{1 + \frac{Z}{100}\eta_S},$$

unde:

[S] este sulful din baia metalică, %;

⟨S⟩ — sulful din încărcătură, %;

Z — cantitatea de zgură, %;

η_S — gradul de desulfurare.

Pe baza rezultatelor analizelor chimice redate în tabela 1 și a cantităților de zgură, s-a ridicat diagrama din figura 1.

Din diagramă rezultă că la 10 % zgură, în baie conținutul de sulf este de 1,10 % S, iar la 60 % zgură, de 0,060 %.

Se precizează că materialele utilizate la formarea zgurei (varul și fluorura) s-au consumat treptat în tot timpul cît zgura reducătoare a acționat asupra băii metalice și că, pe măsură ce cantitatea de zgură a crescut, s-a obținut și desulfurare mare.

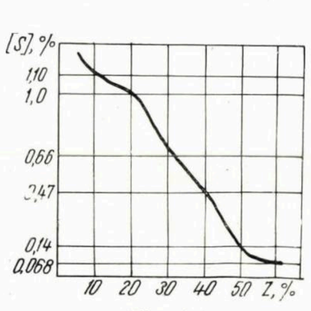


Fig. 1

La a treia șarjă, tot de 2 000 kg metal lichid, după evacuarea zgurei de topire s-au introdus în baia metalică 160 kg molibdenită. S-a format apoi o zgură dezoxidantă care a acționat asupra băii metalice timp de 90 min.

Tabela 1

Nr. șarjei	Greutatea șarjei, kg lichid	Gradul de aliere a băii metalice, %		Compoziția chimică a băii metalice, %																Pierderea totală de elemente, %	
				nr. probei în timpul elaborării														la sfîrșitul elaborării			
				I		II		III		IV		V		VI		VII					
		Mo	S	Mo	S	Mo	S	Mo	S	Mo	S	Mo	S	Mo	S	Mo	S	Mo	S	Mo	S
1	2 000	1,48	1,34	1,39	0,536	1,25	0,22	1,18	0,090	—	—	—	—	—	—	—	—	1,11	0,080	25	94
2	2 000	3,03	2,70	2,96	1,10	2,90	1,00	2,71	0,660	2,63	0,470	2,55	0,140	2,49	0,068	2,45	0,060	2,40	0,050	20	98
3	2 000	3,60	3,20	3,56	0,218	3,51	0,100	3,47	0,055	—	—	—	—	—	—	—	—	3,42	0,037	9	99
4	2 000	3,60	3,20	3,55	0,42	3,49	0,41	3,45	0,42	—	—	—	—	—	—	—	—	3,40	0,41	9	87

Tabela 2

Nr. șarjei	Greutatea șarjei, kg lichid	Gradul de aliere a băii metalice, %		Compoziția chimică a băii metalice, %						Pierderea totală de elemente, %	
				nr. probei în timpul elaborării				la sfîrșitul elaborării			
				I		II					
		Mo	S*	Mo	S	Mo	S	Mo	S	Mo	S
1	3 650	0,55	0,495	—	0,029	0,54	0,026	0,53	0,023	6	96
2	3 730	0,55	0,495	—	0,030	0,53	0,029	0,53	0,025	6	96
3	3 580	0,55	0,495	—	0,028	0,54	0,026	0,54	0,022	5	96
4	3 490	0,55	0,495	—	0,025	0,54	0,047	0,54	0,048	5	90

* Conținutul de sulf din baia metalică nu s-a mai luat în considerație

La ultima șarjă de 2 t metal lichid, după topire s-a evacuat zgura și s-au introdus în baie 160 kg molibdenită. Apoi s-a format o zgură din șamotă, pentru a se constata cît din sulful conținut de molibdenită se elimină prin ardere o dată cu gazele din cuptor. S-a observat că circa 90 % din sulf se elimină sub formă de SO_2 o dată cu gazele din cuptor.

După dizolvarea zgurei de șamotă s-a evacuat șarja.

Pe baza datelor din tabela 1, care înglobează rezultatele obținute la elaborarea celor patru șarje de mai sus, se pot trage următoarele concluzii :

Pierderea de molibden este de 20—25 % (șarjele 1 și 2) cînd molibdenita se introduce în încărcătură și de numai 9 %, cînd se introduce pe baia metalică.

Desulfurarea este destul de avansată, de exemplu are loc o micșorare de la 1,10 % S în baie la topire pînă la 0,05 % S, la analiza finală (șarja nr. 2).

Eliminarea sulfului se realizează prin oxidare sub formă de SO_2 (șarja nr. 4) sau prin oxidare combinată cu reținerea în zgură sub formă de CaS (șarjele 1, 2 și 3).

Prealiajele obținute după metodele arătate mai înainte s-au utilizat apoi la alierea cu molibden a oțelurilor elaborate în cuptorul Martin, pînă la 0,50 % Mo fără a se impurifica aceste oțeluri cu sulf, peste limitele admise.

Utilizarea molibdenitei la alierea cu molibden a oțelurilor elaborate în cuptoare electrice bazice nu a prezentat nici o dificultate, în acest caz nemaifiind necesară trecerea prin stadiul de prealiaj.

S-au elaborat patru șarje de oțel aliat cu molibden, marca 13 MoC 50 care are molibdenul cuprins între 0,5 și 0,6 %. Prima șarjă s-a elaborat astfel :

După topire și afinare s-a evacuat zgura oxidantă și s-a introdus pe oglinda băii metalice molibdenită, în cantitate corespunzătoare obținerii unei alieri cu 0,55 % Mo în oțel, apoi s-a format o zgură reducătoare. Această zgură a acționat asupra băii 70 min.

Următoarele două șarje au fost elaborate în aceleași condiții ca prima ; șarja nr. 4 a fost elaborată în condiții diferite, urmărindu-se să se vadă în ce măsură sulful din molibdenită se elimină cu gazele din cuptor. Șarja a avut următorul mers :

După topire și afinare s-a evacuat zgura oxidantă și pe baia metalică s-a introdus molibdenită urmărind o aliere cu 0,55 % Mo. Apoi s-a format o zgură de șamotă inactivă, după dizolvarea căreia s-a dezoxidat șarja cu feromangan și ferosiliciu, s-a aliat cu ferocrom și s-a evacuat.

Primele probe de la toate șarjele s-au prelevat înainte de evacuarea zgurei oxidante, iar probele ultime, înainte de alierea cu ferocrom.

Analizînd datele din tabela 2, unde sînt trecute rezultatele obținute la șarjele arătate, se observă că : pierderea de molibden este de 5—6 %, eliminarea sulfului la șarja nr. 4 s-a produs numai ca SO_2, o dată cu gazele din cuptor, și în proporție de 90 %, analog cu șarja nr. 4 din tabela 1 ; desulfurarea la șarjele nr. 1, 2, 3 s-a produs într-un grad foarte avansat (96 %).

Pe baza experimentărilor efectuate se pot trage următoarele concluzii :

Molibdenita se poate utiliza cu succes la elaborarea oțelurilor cu molibden, în cuptorul Martin și mai ales în cuptoarele electrice, unde nu mai este necesară etapa prealiaj.

Alierea cu molibden, a oțelurilor electrice, în proporții mai mari de 0,55 %, pînă la 0,80 %, utilizînd molibdenita ca înlocuitor al FeMo, nu prezintă pericolul impurificării cu sulf a oțelului dacă se lucrează cu zgure carbidice.

Se apreciază că elaborarea unor prealiaje cu 10, 15 și 25 % Mo, în cuptoare electrice bazice, folosind zgure bazice puternic reducătoare și utilizarea acestor prealiaje la alierea oțelurilor cu molibden, elaborate în cuptorul Martin, nu prezintă nici o dificultate, fiind o soluție economică care permite înlocuirea feromolibdenului.

BIBLIOGRAFIE

[1] Rău Al. și Tudorică S. *Metalurgia oțelului*, București, Editura tehnică, 1956.

CZ 621.742.4 : 621.741.2

Amestecurile de formare și calitatea suprafețelor pieselor din fontă

Ing. A. FECHETE și ing. V. NIȚĂ
Uzina „Tractorul"–Brașov

Se poate afirma că defectele de suprafață, ca : DT 43 creastă, DT 31 asperitate, DT 52 aderență, DT 53 carie, DT 54 cută și DT 56 crustă sau plagă se datoresc aproape exclusiv calității amestecului de formare. Pe lîngă defectele de mai sus, amestecurile de formare necorespunzătoare mai pot contribui la generarea unor fenomene complexe ce pot avea loc la contactul metalului cu forma care au drept consecință apariția unor defecte, ca : DT 13 sită, DT 14 sufluri, provocate de formă, DT 21 incluziuni de nisip, DT 31 crăpătură la cald, DT 34 repriză, DT 41 deformare și DT 57 umflătură. Acestea afectează atît calitatea suprafețelor pieselor turnate, cît și rezistența lor.

Fenomenele care au loc în procesul de turnare a pieselor din fontă în forme crude, precum și proprietățile pe care trebuie să le aibă amestecurile de formare pentru a se putea obține piese cu suprafețe curate și lipsite de defecte sînt astăzi bine studiate și cunoscute.

După cum se observă din figura 1, schimbul de căldură care are loc între metal și forma crudă creează următoarele zone : zona *I* — zona de formare a vaporilor, în care umiditatea amestecului scade mult ; zona *II* — zona de condensare a vaporilor, în care umiditatea amestecului crește mult ; zona *III* — zona inertă, în care umiditatea amestecului rămîne practic neschimbată.

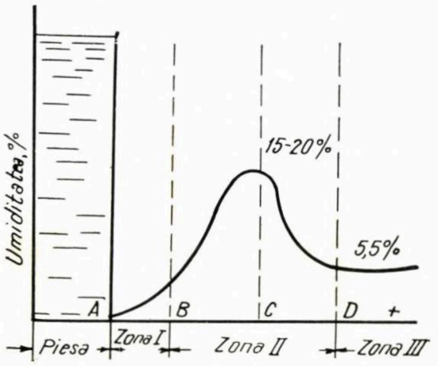


Fig. 1

Pînă în momentul formării unei cruste solide a piesei la temperatura de apariție a vaporilor, stratul de amestec din zona *I* cu grosime mică, de 2—10 mm, în funcție de mărimea piesei și mai ales de grosimea și suprafața ei, este cel mai solicitat. El trebuie să se caracterizeze prin : refractaritate, permeabilitate, rezistență și grad de îndesare ridicat, dilatare termică mică, granulație fină, umiditate și conținut de lianți scăzut, deoarece de calitatea lui depinde în cea mai mare măsură calitatea suprafeței pieselor turnate.

Straturile de amestec din zonele *II* și *III*, prin faptul că nu vin în contact direct cu metalul lichid, sînt mai puțin solicitate și nu influențează direct calitatea suprafețelor pieselor turnate.

Caracteristicile amestecului din straturile zonei *II* și *III* trebuie să fie cît mai apropiate de cele ale amestecului din stratul *I*.

La piesele mari este necesar și rațional să se lucreze cu două amestecuri (amestec de model pentru stratul din zona *I* și amestec de umplutură pentru celelalte straturi), dar la piesele mici nu este posibil să se utilizeze amestec special și amestec de umplutură. În acest caz trebuie utilizat un amestec unic, deoarece stația de preparare la uzina „Tractorul" este centralizată și nu este posibilă prepararea separată a amestecului pentru fiecare linie de formare.

Turnătoriile moderne, proiectate în ultimul timp, sînt dotate cu stații de preparare proprii la fiecare linie de formare și în aceste condiții este ușor de preparat amestecuri de formare speciale, în funcție de greutatea și complexitatea pieselor ce se toarnă.

În turnătoria de fontă la uzina „Tractorul" — Brașov se utilizează amestecurile de formare specificate în tabela 1.

După cum se poate observa, se lucrează numai cu amestecuri sintetice, preparate din nisipuri spălate și bentonită.

Amestecurile preparate cu nisipuri naturale și adaosuri de argilă refractară au fost părăsite în urmă cu cîțiva ani, acest lucru constituind un prim pas pentru îmbunătățirea calității suprafeței pieselor turnate și mărirea productivității în atelierul de curățare.

Pînă în anul 1963 s-au utilizat amestecuri de tipul celor indicate în rețeta 2 și 3 din tabela 1.

La piesele mari, amestecul de model din rețeta 2 (tabela 1) provoca însă destul de frecvent defectele DT 54 cută și DT 56 crustă sau plagă, ca urmare a dilatărilor termice mari ce aveau loc în momentul tunării și care nu puteau fi preluate, deoarece amestecul se caracterizează prin rezistențe mari la compresiune, și deci, prin compresibilitate scăzută.

Prin înlocuirea păcurii, adăugată ca element generator de gaze care să formeze o peliculă de separare între metal și formă, cu făină de lemn, s-a realizat amestecul de model rețeta 1.

Tabela 1

Specificație	Unitatea de măsură	Rețeta 1: amestec de model cu adaos de făină de lemn	Rețeta 2: amestec de model normal	Rețeta 3: amestec unic și de umplutură
I. *Componenți*				
Amestec folosit	%	—	—	91,0
Nisip spălat de Aghireș STAS 5609—57, clasa F.S., tipul mijlociu, subtipul 1 M 50 = 0,28 — 0,38 mm G_u = 40 — 65%	%	52,5	55,0	8,0
Nisip spălat de Văleni STAS 5609—57, clasa F.S., tipul fin, subtipul 1 M 50 = 0,128 — 0,150 mm G_u = 40—70%	%	35,0	36,0	—
Bentonită de Cluj STAS 3624—62, sodică, uscată și măcinată	%	9,0	8,0	1,0
Făină de lemn, norma uzinei 0205—078	%	3,5	—	—
Păcură STAS 51—59 tip 25/20	%	—	1,0	—
Total	%	100,0	100,0	100,0
Apă	%	după necesitate		
II. *Indici fizico-mecanici (în stare crudă)*				
Umiditate	%	4,5—5,0	4,2—5,0	5,2—5,0
Permeabilitate	cm³/min	80—100	80—110	90—120
Rezistență la compresiune	g/cm²	500—650	700—850	650—850

Acest amestec se caracterizează prin rezistență la compresiune ceva mai mică decît amestecul vechi rețeta 2, dar în schimb are un grad de îndesare mai mare, lucru foarte necesar pentru obținerea unor suprafețe corecte la contactul cu modelul.

În momentul contactului cu metalul, făina de lemn adăugată arde, permeabilitatea amestecului crește foarte mult și granulele de nisip se pot dilata fără a provoca deteriorarea suprafeței formei, producînd defectele cută și crustă.

La arderea făinii de lemn se produc gaze care formează o peliculă fină între formă și metal, contribuind prin aceasta la micșorarea rugozității suprafețelor și la ușurarea dezbaterii.

Se poate spune că adaosurile de făină de lemn le înlocuiesc cu succes pe cele de cărbune mineral praf, greu de obținut în țara noastră, sau pe cele de substanțe sintetice obținute în Republica Socialistă Cehoslovacă din reziduurile de la fabricarea naftolului, utilizate în amestecurile de formare pentru îmbunătățirea calității suprafețelor și ușurarea dezbaterii.

Pentru stabilirea calității făinii de lemn au fost încercate sorturi cu diverse granulații și de diverse proveniențe.

Rezultate bune s-au obținut însă numai cu făina de lemn aprovizionată de la întreprinderea „Tudor Vladimirescu" — Satu Mare, rezultată prin uscarea, măcinarea și cernerea rumegușului de esențe tari (foioase), care se înscrie în condițiile tehnice din tabela 2.

S-a impus un conținut de 99% pentru pierderile la calcinare după uscare, pentru a asigura că în urma arderii adaosurilor de făină de lemn, amestecul nu se impurifică cu cenușa rezultată.

Tabela 2

Caracteristici	Valori impuse
Umiditate	max. 10 %
Cenușă	max. 1 %
Pierderi la calcinare	min. 99 %
Finețea de măcinare:	
— trecere prin sita nr. 1,0 STAS 1077—50	100%
— rest de sită nr. 0,3 STAS 1077—50	max. 10 %
— trecere prin sita nr. 0,06 STAS 1077—50	max. 10 %

Obs: Caracteristicile impuse se verifică pe o probă medie prelevată din fiecare lot livrat. Greutatea probei va fi de 1 kg. Mărimea unui lot va fi de max. 10 t.

În această privință adaosurile de făină de lemn sînt de preferat adaosurilor de cărbune mineral praf sau celor sintetice care prin ardere dau mai multă cenușă și impurifică amestecurile de formare, degradîndu-le în timp. Finețea de măcinare trebuie să fie apropiată de granulația nisipurilor, pentru a putea asigura amestecuri omogene și cu caracteristici corespunzătoare.

Făinile de lemn provenite de la combinatele de prelucrarea lemnului, rezultate prin colectarea în cicloane a prafului de la operațiile de șlefuire mecanică, nu satisfac condițiile tehnice impuse și nu asigură rezultate mulțumitoare. Ele se caracterizează prin variații mari în ceea ce privește impuritățile și analiza granulometrică și, adăugate în amestecul de model, nu asigură caracteristici constante și comportare constantă la turnare.

La piesele cu suprafețe și grosimi de pereți mari, la care suprafața de contact a metalului cu forma este foarte solicitată, s-a constatat că pe lîngă utilizarea amestecului cu adaosuri de făină de lemn, o îmbunătăţire simţitoare a rugozităţii suprafeţelor se poate obţine prin pulverizare de vopsea pe bază de petrol, ulei şi grafit de tipul celei arătate în tabela 3.

Tabela 3

Denumirea materialelor	Calitatea materialelor	Conţinut după greutate, %	Starea materialelor
Petrol	STAS 177—54	70	Se utilizează în stare de livrare
Ulei vegetal pentru turnătorii	Norma uzinei 0205—069	10	
Grafit concentrat praf	STAS R 1903—50 Calitate CI sau CII	20	Se usucă pînă la eliminarea completă a umidităţii

Această vopsea contribuie la micşorarea aderenţelor şi asperităţilor rezultate prin pătrunderea metalului în locurile rămase libere între granulele de nisip.

Introducerea amestecurilor de model cu adaosuri de făină de lemn, concomitent cu vopsirea cavităţii formei cu vopsea pe bază de petrol, ulei şi grafit, permite producerea pieselor mari, turnate din fontă cu rugozitatea suprafeţelor mult îmbunătăţită, cuprinsă între 50—100 microni. Acest lucru nu este însă posibil la turnarea pieselor mici, unde se utilizează amestecul unic (reţeta 3, tabela 1).

CZ 621.743.4.045

Folosirea miezurilor de uree la turnarea cu modele uşor fuzibile

Ing. I. STANOMIR şi ing. C. BORZEA
Atelierul de reparat automotoare — Braşov

Metoda de turnare de precizie, folosind modele din ceară, este larg folosită în industria constructoare de maşini şi este aplicată mai ales cînd este necesară turnarea de piese mici, cu configuraţie complicată şi suprafaţă cît mai fină, cu o mare precizie dimensională.

Se ştie că această metodă necesită realizarea mai întîi a modelului de ceară cu configuraţia piesei ce se doreşte a se obţine. Realizarea modelului din ceară se face cu ajutorul unor matriţe, de obicei metalice, care asigură conturul exterior şi interior al modelului.

Sînt cazuri însă în care golurile interioare ale modelului de ceară nu pot fi realizate cu ajutorul matriţei, părţile matriţei ce formează interiorul neputînd fi scoase pe orificiile libere ale modelului obţinut.

În aceste cazuri, în general s-a renunţat la folosirea modelelor uşor fuzibile şi s-a preferat turnarea în coji de bachelită.

Există totuşi posibilitatea de a executa piese cu goluri complicate, folosind, la confecţionarea părţilor matriţei ce formează interiorul, un material ce se poate îndepărta cu uşurinţă prin dizolvare în apă.

În atelierul de reparat automotoare, materialul experimentat în acest scop, şi care a dat rezultate bune, este ureea tehnică.

Acest material prezintă următoarele avantaje : se procură la un preţ de cost redus ; se poate topi şi turna cu uşurinţă, fără a necesita instalaţii speciale, asigurînd o umplere perfectă a cochiliei ; suprafaţa realizată după turnare este netedă şi lucioasă ; se dizolvă uşor în apă.

La Atelierul de reparat automotoare — Braşov s-a experimentat ureea la executarea miezurilor interioare complicate în vederea turnării de precizie a capului de acuplare STAS 3137-59. Această piesă (fig. 1) are o formă exterioară a cărei axă este o curbă spaţială şi care nu se poate realiza prin metoda folosită curent la turnarea de precizie.

Pentru confecţionarea miezurilor din uree s-a folosit o cochilie din aluminiu, formată din două jumătăţi, similară cu o cutie de miez.

Ureea se topeşte într-un vas metalic emailat, cu o capacitate de circa 5 l, încălzindu-se la o temperatură de 110—120°C. Se trece apoi la turnare cu ajutorul unei linguri emailate, cu care se umple cochilia dinainte pregătită şi izolată cu un strat subţire de ulei mineral, pentru uşurarea scoaterii. Imediat după turnare, înainte de a se solidifica toată ureea, se răstoarnă cutia, astfel ca ureea încă lichidă să se scurgă afară, rămînînd în cochilie numai o coajă de uree, de circa 2—3 mm.

Acest miez, în formă de coajă, poate fi folosit imediat la executarea modelului de ceară, introducîndu-se în matriţa cu care se realizează exteriorul modelului din ceară.

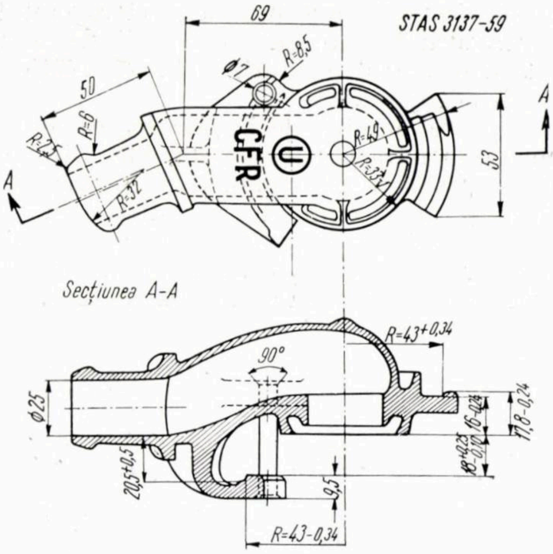


Fig. 1

În această matriţă se injectează ceară, care va prinde în conţinutul ei şi miezul de uree.

Pentru a continua operaţiile în urma turnării de precizie cu modele uşor fuzibile (vopsire etc.) este necesar mai întîi a se înlătura miezul din uree prin dizolvare în apă.

Această operaţie se realizează prin menţinerea modelului de ceară care a prins în conturul ei şi miezul din uree, într-un bazin cu apă cu capacitate de circa 200 l.

Pentru a se evita formarea de concentraţii mari de uree, care împiedică dizolvarea, este necesar a se asigura o împrospătare continuă a apei, ceea ce s-a realizat prin golirea parţială a bazinului cu apă şi completarea lui cu apă proaspătă.

În felul acesta, timpul de dizolvare a unui miez din uree cu o greutate de 95 g nu depăşeşte 4—5 min.

Întrucît consumul de uree este relativ redus (0,2 kg/kg) nu s-a realizat recuperarea ei din soluţie. La consumuri mari de uree însă, este posibil a se imagina o instalaţie de concentrare a soluţiei de uree, şi de separare a ei prin evaporare.

În concluzie, se consideră că această metodă de turnare de precizie, care foloseşte dubla fuziune a cerii şi ureei, dă posibilitatea realizării unor piese cu goluri interioare complicate, lucru nerealizabil prin metoda cu modele din ceară.

ACTUALITĂŢI ŞI DISCUŢII

CZ 666.76 : 536.212

Materiale refractare izolante (izorefractare). Calculul conductivităţii şi elemente de caracterizare calitativă

Ing. I. BERTUMÉ şi ing. N. MURGULEŢ
Institutul de proiectări de uzine şi instalaţii metalurgice

Apărute relativ recent în tehnica mondială, materialele refractare izolante (izorefractare) s-au impus printre cele mai eficiente mijloace destinate unei îmbunătăţiri sensibile a economicităţii de funcţionare a agregatelor termice. Extinderea utilizării acestor produse a mers paralel cu ameliorarea progresivă a indicilor lor calitativi, consecinţă a îmbunătăţirii treptate a procedeelor specifice de fabricaţie.

În cele ce urmează sînt prezentate unele consideraţii asupra propagării căldurii prin produsele izorefractare, precum şi o metodă de determinare analitică a conductivităţii lor. De asemenea, se arată rezultatele unor încercări de caracterizare calitativă în funcţie de temperatura la care sînt supuse aceste materiale şi de structura lor calitativă (densitatea componenţilor cristalini şi vitroşi prezenţi, forma şi dimensiunile porilor incluşi).

Se ştie că pierderea termică totală prin zidăria unui agregat termic (cuptor etc.) este alcătuită din căldura acumulată în aceasta — importantă numai la cuptoarele cu funcţionare periodică — şi din căldura radiată de zidărie la exterior. Evitarea completă a acestor pierderi nu este posibilă. Se urmăreşte însă o reducere cît mai însemnată, folosindu-se zidării din materiale avînd căldura specifică şi conductivitatea termică reduse la valori cît mai mici.

Micşorarea pierderilor prin acumulare se obţine cu zidării din materiale avînd o capacitate calorică redusă (conductivitate şi căldură specifică mici, deci greutate specifică aparentă cît mai scăzută) şi prin reducerea volumului acelor zidării. Cum însă reducerea volumului se realizează practic printr-o micşorare a grosimii, rezultă atît o scădere a rezistenţei constructive, cît şi un surplus de pierderi prin căldura transmisă la exterior.

În asemenea condiţii — divergente ca sens — soluţia găsită constă în folosirea zidăriilor dintr-un material termoizolant şi totodată refractar, avînd o porozitate maximă şi o rezistenţă mecanică cît mai bună. Aceste condiţii sînt îndeplinite de produsele izorefractare, prin care transportul de căldură se face potrivit celor arătate în continuare.

Într-un spaţiu închis, în care există aer (gaze) la diverse puncte de temperatură, iau naştere curenţi de convecţie care provoacă fluxuri de căldură mult mai importante decît acelea generate de curenţii de conducţie. Dar, în timp ce convecţia termică are loc numai în medii gazoase sau lichide — fiind un proces în care transmiterea de căldură se realizează prin deplasarea particulelor de gaz sau de lichid din pricina densităţii inegale a mediului şi deci a unei diferenţe de temperatură — conducţia termică are loc şi în medii solide. Această conducţie este un fenomen molecular, constînd din transmiterea succesivă a energiei cinetice din moleculele substanţei (datorită interacţiunii dintre acestea), efectuată prin unde elastice în corpurile solide nemetalice şi prin difuzia moleculelor sau atomilor atunci cînd fenomenul are loc într-un mediu gazos.

În corpurile solide transmisia de căldură nu are loc însă numai prin convecţie şi conducţie, ci şi prin radiaţie. Acest din urmă fenomen reprezintă o formă de transmitere a energiei prin unde electromagnetice, în care are loc o dublă transformare: a energiei termice în energie radiantă (pe suprafaţa care radiază căldura) şi invers (pe suprafaţa care primeşte şi absoarbe căldura radiată). Rezultă că pentru materialele izolante poroase, cum sînt izorefractarele, fenomenele de convecţie şi radiaţie se petrec în cadrul porilor, în timp ce transmisia căldurii prin conducţie are loc în partea solidă.

Pentru stăvilirea radiaţiilor trebuie deci creat, perpendicular pe fluxul de căldură, cel mai mare număr posibil de ecrane capabile să realizeze această oprire (la temperaturi peste 1 000°C transmisia prin radiaţii devine preponderentă); totodată, pentru o micşorare cît mai importantă a convecţiei, moleculele de aer trebuie închise în volume (cavităţi) cît mai mici.

Materialele izorefractare îndeplinesc aceste condiţii atunci cînd porii lor sînt suficient de mici ca să împiedice convecţia şi să limiteze la minimum radiaţia; limitarea este cu atît mai necesară cu cît materialele sînt folosite la temperaturi mai ridicate. Experimental s-a stabilit că atunci cînd porii au cel mult 1 mm, volumul lor este destul de mic pentru ca eterogenitatea temperaturii în interior să fie atît de redusă încît transportul căldurii prin convecţie să devină neglijabil.

Se poate admite deci, practic, că într-un element izorefractar (cărămidă, bloc etc.) căldura se propagă prin conducţie în partea solidă (plină) şi prin conducţie şi radiaţie în pori. Acest mod de propagare poate fi analizat şi precizat prin calcul, considerîndu-se un strat foarte subţire dintr-un asemenea element.

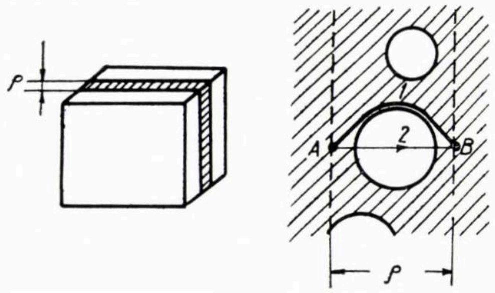


Fig. 1

În acest strat, de grosime sensibil egală cu diametrul mediu al porilor conţinuţi, fluxul de căldură se îndreaptă perpendicular pe direcţia $A-B$, iar cantitatea de căldură care trece de la A la B este reprezentată (fig. 1) prin suma cantităţilor transmise:

— prin partea solidă (Q_1) pe traseul *1*;

— prin pori (Q_2) pe traseul *2*,

adică:

$$Q = Q_1 + Q_2.$$

Notînd cu:

λ_1 — coeficientul de conductivitate pe traseul *1*;

λ_2 — coeficientul de conductivitate pe traseul *2* (conducţie în materia solidă + conducţie şi radiaţie în pori);

δ_1 — distanţa între A şi B de-a lungul traseului *1*;

δ_2 — distanţa de-a lungul traseului *2*;

t_A — temperatura în punctul A;

t_B — temperatura în punctul B;

s_1 — suprafaţa materiei solide;

s_2 — suprafaţa porului considerat;

τ — timpul,

se constată că valorile cantităţilor parţiale de căldură transmisă sînt:

$$Q_1 = (t_A - t_B)\cdot\tau\cdot s_1 \frac{\lambda_1}{\delta_1}$$

şi

$$Q_2 = (t_A - t_B)\cdot\tau\cdot s_2 \frac{\lambda_2}{\delta_2}.$$

Întrucît $Q = Q_1 + Q_2$, se calculează :

$$Q = (t_A - t_B)\cdot\tau\left(\frac{s_1\lambda_1}{\delta_1} + \frac{s_2\lambda_2}{\delta_1}\right). \qquad (1)$$

Extinzînd relația (1) la multitudinea de puncte A și B, aflate de fapt în întregul strat de material considerat, cantitatea de căldură Q_{tot} transmisă prin acest strat (de suprafață S și grosime δ) va fi : $Q_{tot} = \Sigma Q$. Însumarea afectează evident numai termenii reprezentînd suprafețe (întrucît temperaturile, timpul și distanța de transmitere a căldurii rămîn aceleași) ; ca atare se poate scrie :

$$Q_{tot} = (t_A - t_B)\cdot\tau\left(\frac{\lambda_1}{\delta_1}\sum s_1 + \frac{\lambda_2}{\delta_2}\sum s_2\right),$$

după care punînd pentru întreaga secțiune de suprafață S : $\Sigma s_1 = S_1$ și $\Sigma s_2 = S_2$ (S_1 fiind întreaga suprafață solidă, iar S_2 aceea a tuturor porilor din stratul de material) se ajunge la o relație de forma :

$$Q_{tot} = (t_A - t_B)\cdot\tau\left(\frac{\lambda_1}{\delta_1}S_1 + \frac{\lambda_2}{\delta_2}S_2\right). \qquad (2)$$

Notînd în continuare :

ρ — densitatea reală a materialului izorefractar ;

γ — greutatea specifică a părții (materiei) solide din acesta ;

λ — coeficientul de conductivitate global al materialului izorefractar ;

λ_a — coeficientul de conductivitate al aerului (din pori) ;

α_r — coeficientul de transmisie (schimb de căldură) prin radiație ;

δ_a — diametrul mediu al porilor ;

l — distanța medie parcursă liber de molecule ;

θ — diferența între temperaturile în A și B ($\theta = t_A - t_B$)

și ținînd seamă că suprafața S a stratului de material izorefractar prin care se transmite Q_{tot} este :

$$S = S_1 + S_2,$$

iar

$$\delta\gamma S_1 = \delta\rho S,$$

se deduce :

$$S_1 = \frac{\rho}{\gamma}S \quad \text{și} \quad S_2 = S - \frac{\rho}{\gamma}S = \left(1 - \frac{\rho}{\gamma}\right)\cdot S.$$

Introducîndu-se în (2) valorile găsite pentru S_1 și S_2, se obține (cu S factor comun) :

$$Q - S\cdot\theta\cdot\tau\left[\frac{\lambda_1}{\delta_1}\cdot\frac{\rho}{\gamma} + \frac{\lambda_2}{\delta_2}\left(1 - \frac{\rho}{\gamma}\right)\right], \qquad (3)$$

iar apoi, ținînd seamă de legea lui Fourrier $\left(Q = \frac{\lambda}{\delta}\,\theta\cdot\tau\cdot S\right)$:

$$\lambda = \delta\left[\frac{\lambda_1}{\delta_1}\cdot\frac{\rho}{\gamma} + \frac{\lambda_2}{\delta_2}\left(1 - \frac{\rho}{\gamma}\right)\right]. \qquad (4)$$

Din figura 1 se vede că $\delta_1 > \delta$, deci se poate scrie că $\delta_1 = \varphi\delta$ (φ fiind un coeficient supraunitar, dependent de forma porilor). Dar cum practic $\delta_2 = \delta$, relația (4) ia forma :

$$\lambda = \frac{\lambda_1}{\varphi}\cdot\frac{\rho}{\gamma} + \lambda_2\left(1 - \frac{\rho}{\gamma}\right) \qquad (5)$$

în care toți termenii, cu excepția lui λ_2, au valori determinate sau determinabile. Pentru calculul lui λ_2 se consideră fluxul de căldură de la A la B pe traseul *2*, unde căldura străbate succesiv un strat de material cu grosimea δ_{s_1}, porul cu dimensiunea δ_a și apoi un nou strat δ_{s_2} (se vede că $\delta_{s_1} + \delta_{s_2} = \delta_s$ și $\delta_s \simeq \delta_a$).

Conform notațiilor din figura 2, temperaturile în punctele A, a, b și B sînt, respectiv : t_A, t_a, t_b și t_B, astfel încît valoarea fluxului caloric (una și aceeași în oricare dintre punctele situate de-a lungul traseului $A - B$) poate fi exprimată diferit, înăuntrul fiecăreia dintre porțiunile de traseu străbătute :

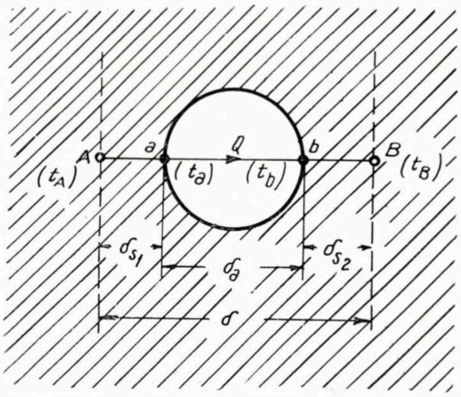


Fig. 2

— în stratul Aa (gros. δ_{s_1}) :

$$Q = (t_A - t_a)\,S\cdot\tau\frac{\lambda_1}{\delta_{s_1}};$$

— în porul ab (dimens. δ_a) :

$$Q = (t_a - t_b)\,S\cdot\tau\left(\frac{\lambda_a}{\delta_a + 2l} + \alpha_r\right);$$

— în stratul bB (gros. δ_{s_2}) :

$$Q = (t_b - t_B)\,S\cdot\tau\frac{\lambda_1}{\delta_{s_3}};$$

— pe întreg traseul $A - B$ (gros. δ) :

$$Q = (t_A - t_B)\,S\cdot\tau\frac{\lambda_2}{\delta}.$$

Egalînd aceste relaţii între ele, punînd ($t_A - t_B$) = θ şi rearanjînd diverşii factori conţinuţi, se poate scrie că :

$$\frac{Q}{S\cdot\tau}=\frac{t_A-t_a}{\dfrac{\delta_{s_1}}{\lambda_1}}=\frac{t_a-t_b}{\dfrac{1}{\dfrac{\lambda_a}{\delta_a+2l}+\alpha_r}}=\frac{t_b-t_B}{\dfrac{\delta_{s_2}}{\lambda_1}}=\frac{\theta}{\dfrac{\delta}{\lambda_2}},\qquad(6)$$

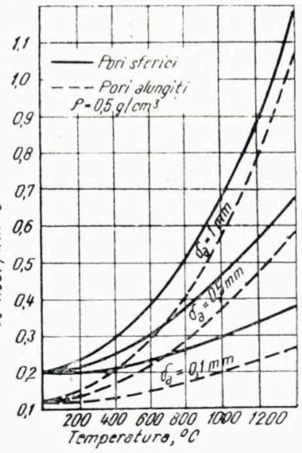


Fig. 3

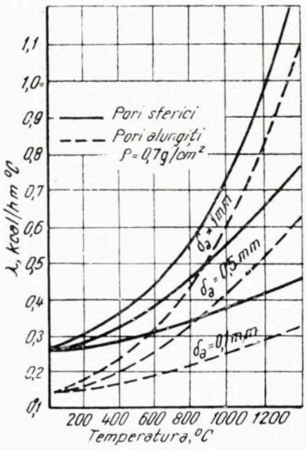


Fig. 4

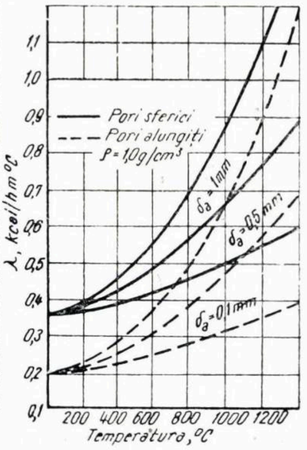


Fig. 5

egalitate generală de la care se poate pleca spre a se obţine (cu $\delta_{s_1}+\delta_{s_2}=\delta_s$) :

$$\frac{Q}{S\cdot\tau}=\frac{\theta}{\dfrac{1}{\dfrac{\lambda_1}{\delta_s}}+\dfrac{1}{\dfrac{\lambda_a}{\delta_a+2l}+\alpha_r}}.\qquad(7)$$

Întrucît însă λ_1 este mult mai mare (50—100 ori) decît λ_a, δ_s şi δ_a sînt de acelaşi ordin de mărime şi l este foarte mic ($\simeq 0{,}1\ \mu$) — porii conţinînd aer la presiune atmosferică — se poate admite că l este neglijabil în raport cu δ_a, aceeaşi situaţie avînd-o şi raportul $1/(\lambda_1/\delta_s)$ faţă de $1/(\lambda_a/\delta_a)+\alpha_r$.

În aceste condiţii :

$$\frac{Q}{S\cdot\tau}=\frac{\theta}{\dfrac{1}{\dfrac{\lambda}{\delta_a}+\alpha_r}}=\frac{\theta}{\dfrac{\delta}{\lambda_2}},\qquad(8)$$

rezultînd valoarea coeficientului de conductivitate pe traseul mixt (solid + pori) $A-B$:

$$\lambda_2=\delta\left(\frac{\lambda_a}{\delta_a}+\alpha_r\right)\ \text{sau}\ \lambda_2=\frac{\delta}{\delta_a}(\lambda_a+\delta_a\cdot\alpha_r),\qquad(9)$$

valoare care introdusă în (5) dă :

$$\lambda=\frac{\lambda_1}{\varphi}\cdot\frac{\rho}{\gamma}+\frac{\delta}{\delta_a}(\lambda_a+\delta_a\cdot\alpha_r)\cdot\left(1-\frac{\rho}{\gamma}\right)\qquad(10)$$

şi cum :

$$\frac{\rho}{\gamma}=\frac{\delta_s}{\delta_s+\delta_a}=\frac{\delta_s}{\delta},$$

se determină, în final, pentru λ :

$$\lambda=\frac{\lambda_1}{\varphi}\cdot\frac{\rho}{\gamma}+\lambda_a+\delta_a\cdot\alpha_r,\qquad(11)$$

relaţie care permite să fie analizate variaţiile coeficientului global de conductivitate al unui corp izorefractar în funcţie de acela al părţii sale solide, precum şi de mărimea (medie) şi forma porilor (sferică sau alungită).

Astfel λ_1 este determinat experimental pentru diverse materiale refractare (pentru cele silicoaluminoase este de circa 1,5 kcal/hm°C la temperatura obişnuită, ajungînd să fie de circa 1,8 kcal/hm°C la 1 400°C), iar λ_a este de 0,02 kcal/hm°C. Felul cum variază λ_a în funcţie de temperatură poate fi calculat cu relaţia lui Sutherland :

$$\lambda_a=\lambda_0\frac{1+\dfrac{C}{273}}{1+\dfrac{C}{T}}\cdot\sqrt{\frac{T}{273}},\qquad(12)$$

în care λ_0 este λ_a la 0°C ; T — temperatura termodinamică absolută şi C — o constantă caracteristică a gazului (pentru aer : $C=125$).

Coeficientul φ este egal cu 1,57 δ_a, cînd porii sînt sferici, şi poate atinge valoarea 3,0, cînd aceştia sînt turtiţi. În ce priveşte coeficientul de transmisie prin radiaţie, punctele A şi B fiind foarte apropiate, temperaturile lor diferă foarte puţin. În aceste condiţii α_r variază cu cubul temperaturii absolute : $\alpha_r=4\varepsilon\cdot T^3$ (ε fiind o constantă egală cu aproximativ 50^{-8} pentru corpul absolut negru, care are coeficientul de absorbţie $A_N=1$). Pentru izorefractare se poate admite că fiecare por reprezintă un corp cenuşiu, foarte apropiat de cel negru şi avînd acelaşi coeficient de absorbţie A_C pentru toate lungimile de undă : $A_C=$ const. <1.

A. Roussey a calculat variaţia valorilor coeficientului de conductivitate pentru izorefractare pe bază de silicoaluminoase cu densităţi de la 0,5 la 1,0 g/cm³ şi pentru pori (sferici şi turtiţi) cu dimensiuni de 0,1 ; 0,5 şi 1,0 mm. Rezultatele sînt exprimate grafic prin curbele din figurile 3, 4, 5 şi 6.

Analiza acestor rezultate (ca şi a acelora reprezentate în figura 7, în care variaţiile coeficientului de conductivitate sînt exprimate în funcţie de temperatură pentru un corp izorefractar cu densitatea de 0,5 g/cm³ şi pori de 1 mm, în comparaţie cu alt corp izorefractar avînd 1,0 g/cm³ şi pori de 0,1 mm, forma porilor fiind aceeaşi) duce la cîteva constatări deosebit de interesante , şi anume :

a) pentru obţinerea unui coeficient de conductivitate avantajos (λ cu valoare cît mai mică), factorul de primă importanţă îl constituie „fineţea" porilor şi nu densitatea izorefractarului, aşa cum se crede în mod obişnuit;

b) această fineţe, determinînd o cvasilinearitate a curbei coeficientului de conductivitate, devine cu atît mai importantă, cu cît temperatura este mai ridicată. Faptul se explică, în primul rînd, prin aceea că transmiterea căldurii prin radiaţie devine cu atît mai preponderentă, cu cît temperatura creşte şi apoi prin aceea că — la densităţi egale ale materialului — cu cît porii au dimensiuni mai reduse, cu atît este mai mare numărul de pereţi (ecrane) care se opun trecerii radiaţiilor.

Dacă se măreşte dimensiunea porilor (reducîndu-se deci numărul ecranelor de oprire), transmisia căldurii creşte în consecinţă, putîndu-se astfel întîmpla ca izorefractarul să fie cu pori mari şi densitate redusă, beneficiind de un coeficient de conductivitate mai dezavantajos decît un corp „simplu refractar" (neporos), obţinut din aceeaşi materie primă (cazul unui izorefractar cu $\rho = 0{,}5$ g/cm³ şi $\delta_a = 2$ mm, avînd $\lambda =$ $= 2{,}12$ kcal/hm°C, în timp ce materia primă din care a fost obţinut avea $\lambda = 1{,}8$ kcal/hm°C).

Figura 7 demonstrează de altfel că dacă izorefractarul cu $\rho = 0{,}5$ g/cm³ prezintă un uşor avantaj din punct de vedere al conductivităţii (mai reduse) la temperaturi relativ mici, acesta este pierdut imediat ce $t > 500$°C, cînd — δ_a scăzînd de la 1 mm la 0,1 mm — un izorefractar cu $\rho = 1{,}0$ g/cm³ devine cu mult mai bun izolant.

c) dacă forma porilor influenţează într-o anumită măsură valoarea lui λ (aşa cum se poate vedea în figurile 3, 4 şi 5), această influenţă se limitează la o scădere de ansamblu a curbei de variaţie, forma însăşi a acestei curbe nefiind pusă în joc (de remarcat că dacă toţi porii sînt turtiţi şi orientaţi într-o singură direcţie, apare riscul unei anizotropii în care coeficientul de conductivitate are valori diferite în raport cu direcţia considerată, potrivit valorii scalare după respectiva direcţie).

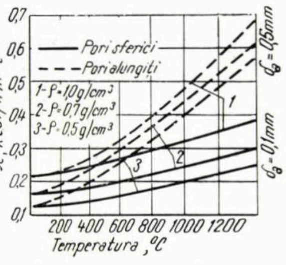


Fig. 6

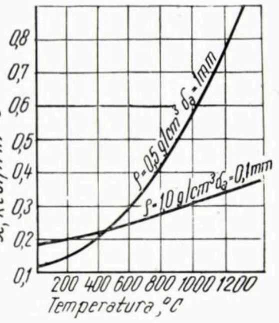


Fig. 7

Concluzii

Din compararea curbelor care arată variaţiile calculate ale conductivităţii unui izorefractar cu acelea ale variaţiilor reale (măsurate), se poate deduce factorul asupra căruia trebuie să se acţioneze spre a se obţine o accentuare a proprietăţilor izolante. Roussey precizează de altfel că, dacă un izorefractar are un bun coeficient de conductivitate la temperaturi mici şi acest coeficient creşte repede cu temperatura de utilizare, remediul trebuie căutat în reducerea dimensiunii porilor; dacă însă coeficientul — deşi nu prea favorabil — este suficient de constant în raport cu creşterea temperaturii, atunci va trebui să fie micşorată densitatea izorefractarului, fără ca dimensiunea porilor să fie sporită.

Caracteristicile porilor (formă, dimensiune) nu pot să fie însă singure hotărîtoare în efortul de realizare a unui izorefractar utilizabil la temperaturi ridicate. Acest efort trebuie îndreptat şi în direcţia obţinerii unui schelet mineral nedeformabil la acele temperaturi.

Ţinînd seamă de avantajele importante pe care izorefractarele le aduc în exploatarea instalaţiilor termice — printre care sînt de menţionat, în primul rînd, reducerea volumului de zidărie, înlesnirea realizării unei temperaturi omogene în interiorul cuptorului sau agregatului termic în cauză şi coborîrea capacităţii calorice a acestuia — este indicat ca o atenţie sporită să fie acordată acestor materiale.

Într-adevăr, volumul de zidărie fiind mult mai redus pentru o aceeaşi capacitate de izolare, costul agregatului va fi mai scăzut decît dacă ar fi realizat din zidărie de produse refractare obişnuite (chiar dacă zidăria propriu-zisă va fi puţin mai scumpă se vor realiza, în schimb, economii la fundaţii şi la armătură).

Apoi posibilitatea reducerii (cu de trei pînă la de cinci ori) capacităţii calorice a agregatului, permite o apreciabilă sporire a productivităţii acestuia — în special la cuptoarele periodice — o dată cu economii la consumul de combustibil; creşterea productivităţii se face pe baza reducerii duratei de urcare şi de coborîre a temperaturii (reducerea timpilor morţi).

În sfîrşit, faptul că datorită masei calorice mai mici a unei zidării din izorefractare se poate ajunge mult mai repede la un echilibru între zonele cu temperaturi diferite ale cuptorului (decît cu o zidărie avînd masa calorică de 3—5 ori mai mare) constituie încă un mare avantaj al acestor materiale.

Toate acestea fac ca, în prezent, domeniul de folosire a produselor izorefractare să fie foarte variat (cuptoare de forjă, de tratament termic, de încălzire, anumite cuptoare electrice, caupere, melanjoare de fontă, înzidiri de focare de cazane etc.), şi ca acest domeniu să se extindă din ce în ce mai mult.

BIBLIOGRAFIE

[1] Budnicov P. P. ş.a. *Tehnologia produselor ceramice şi refractare*. Bucureşti, Editura tehnică, 1960.

[2] Goleand M. M. *Calculul şi încercarea izolaţiei termice*. Bucureşti, Editura tehnică, 1963.

[3] Roussey A. *Les réfractaires isolants et leur emploi dans la construction des fours*. Rev. Gén. de Therm., nr. 15, 1963.

[4] Gurievici I., Peretz D. şi Macri V. *Îndrumar pentru calcule de transmitere a căldurii*. Bucureşti, Editura didactică şi pedagogică, 1962.

CZ 621.771.2

Reglarea automată a grosimii benzii late la laminoarele continue la cald

Ing. D. DAMSKER Laureat al Premiului de Stat
Institutul de proiectări de laminoare

Cauzele variaţiei grosimii benzii

Cea mai importantă cauză constă în neuniformitatea temperaturii materialului de laminat. Neuniformităţile provin din încălzirea neuniformă în cuptor şi din diferenţa mare de temperatură dintre capetele benzii înainte de trecerea finală. Suprafeţele bramei, care au fost în contact cu şinele răcite cu apă din cuptor, devin zone de duritate crescută şi se regăsesc în bandă sub formă de dungi, a căror grosime şi calitate a suprafeţei sînt necorespunzătoare. Suprafeţele laterale ale bramei, insuficient încălzite, duc la o grosime mai mare de bandă în zona care a rămas rece. În plus, în special la oţelurile silicioase, se poate observa uneori tendinţa benzii de a devia de la axa de laminare în trenul finisor în formă de seceră.

Altă cauză de variaţie a grosimii constă din schimbări ale tensiunii la care este supusă banda, datorate variaţiilor vitezei motoarelor acţionării principale ale trenului finisor. În mod deosebit acest efect se resimte la capetele benzii şi anume la cel din faţă, pentru o lungime mai scurtă, iar la cel final, pentru o lungime de aproximativ 10%. Aceste bucăţi de bandă nu sînt supuse tensiunii exercitate de mecanismele de reglare a buclei în unele dintre caje. Cu cît se lucrează cu tensiune mai mare în bandă, cu atît diferenţa dintre capete şi restul benzii va fi mai pronunţată.

Dintre cauzele metalurgice, cea mai importantă este inegala repartizare a carbonului în lingou. Separarea carbonului, chiar foarte uşoară duce la variaţii ale durităţii materialului de laminat şi, în consecinţă, la variaţii ale grosimii.

Principiile de bază ale reglării grosimii benzii

Sistemele de reglare a grosimii cuprind mai multe elemente, după structura şi performanţele dorite şi după experienţa firmei constructoare.

Grosimea este măsurată direct, de cele mai multe ori prin raze X. În unele aplicaţii, aparatele bazate pe absorbţia razelor gama dau rezultate bune [1]. Măsurarea indirectă se face prin folosirea unui element de calcul care ţine seamă de forţa de laminare şi de deschiderea în gol dintre cilindri.

Lăsînd la o parte modul de măsurare a grosimii, abaterea de grosime faţă de grosimea dorită este trimisă ca un semnal de intrare în regulatorul grosimii. Aparatele de măsurare a grosimii cumulează mai multe funcţiuni, şi anume : primesc referinţa de grosime, măsoară grosimea şi fac scăderea semnalelor corespunzătoare acestor mărimi. Elementul al doilea din circuitul de reglare este amplificatorul, care primeşte semnalul de abatere, îl amplifică, îl prelucrează şi generează un semnal la ieşire care poate fi transmis echipamentului de reglare de bază a acţionărilor laminorului, ca : reglarea şuruburilor de presiune, regulatorul tensiunii în bandă sau regulatorul vitezei laminorului.

Partea a treia a circuitului de reglare a grosimii este laminorul şi acţionările sale, care de obicei sînt electrice, unele putînd fi şi hidraulice. Dintre fenomenele generate de acestea, cele mai complicate sînt cele care determină deschiderea dintre cilindri. Aceasta depinde de mulţi parametri, ca : temperatura, viteza, presiunea, tensiunea, ungerea, condiţiile de suprafaţă a cilindrilor, unghiul de prindere, proprietăţile metalurgice ale laminatului şi dimensiunile lui. Rolul reglării grosimii este acela de a menţine grosimea constantă, indiferent de variaţiile acestor parametri.

Banda este deformată plastic între cilindri. Dacă se adaugă o tensiune suplimentară în bandă, de ambele părţi ale cajei, în sens longitudinal, presiunea pe cilindri va descreşte, pe baza teoriei deformării plastice, care afirmă că forţa de compresiune verticală plus tensiunea longitudinală trebuie să egaleze forţa cîmpului în fiecare punct al deschiderii dintre cilindri, care rămîne constantă. De aici rezultă că, dacă se aplică o tensiune înainte sau după deschiderea cilindrilor, presiunea pe cilindri descreşte şi cilindrii se apropie pînă se ajunge la un nou punct de echilibru. Deci, asupra grosimii se poate acţiona prin tensiune longitudinală, prin presiune sau prin ambele forţe. Rezultă, în consecinţă, mai multe tipuri de sisteme de reglare a grosimii : prin tensiunea în bandă şi prin şuruburile de presare. Primul tip se foloseşte în special la bandă rece.

Reglarea grosimii prin acţionare asupra şuruburilor

Pentru banda lată laminată la cald, procedeul de bază al reglării grosimii îl constituie acţiunea asupra şuruburilor de presare a cilindrilor.

Conform legii lui Hooke, caja acţionează ca un resort. De aici, rezultă o lege liniară, de forma :

$$H = \frac{F}{M} + S_0 - K, \qquad (1)$$

unde :

H este grosimea la ieşire ;
F — forţa de laminare ;
M — modulul de elasticitate al cajei ;
S_0 — deschiderea cilindrilor la mers în gol ;
K — o constantă de corecţie.

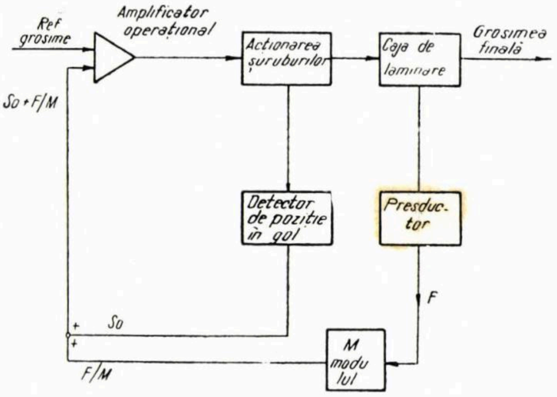


Fig. 1

Această metodă este prezentată detaliat în figura 1. Dispozitivului de reglare a grosimii i se trimite referinţa de grosime care este comparată cu măsura indirectă a grosimii, obţinută din F, dat de presductoare, împărţit cu M, la care se adaugă S_0, dat de sistemul de poziţionare a cilindrilor. Diferenţa detectată acţionează asupra mecanismului şuruburilor [2].

La ultimele caje ale trenului finisor, coeficientul de transmisie între şuruburi şi cilindru

$$K = \frac{\Delta n}{\Delta s} \qquad (2)$$

este redus, astfel încît pentru o anumită deplasare a cilindrilor Δn este necesară o deplasare mare a şuruburilor Δs. Eficacitatea intervenţiei asupra şuruburilor scade. Deşi sistemul bazat pe forţa de laminare produce principala reglare de grosime, alte tipuri de reglări şi comenzi sînt asociate. Dintre acestea cea mai importantă este tensionarea benzii.

Reglarea grosimii prin tensionarea benzii

Regulatorul de grosime a benzii prin întindere se compune din traductor de tensiune în bandă, susţinător hidraulic al benzii şi circuite electronice de reglare. Ieşirea regulatorului de tensiune acţionează asupra sistemului hidraulic al întinzătorului buclei.

După ce banda este prinsă în ambele caje între care se găseşte buclatorul, în cavităţile inferioare ale cilindrilor hidraulici intră lichidul din acumulatoare sub o presiune determinată, iar rola susţinătorului de buclă se ridică. Cinematica susţinătorului de buclă este astfel executată, încît forţa exercitată pe bandă de către rolă să se schimbe în dependenţă de dimensiunea buclei. Relaţia dintre unghiul de rotire a pîrghiei susţinătorului, întinderea benzii şi presiunea lichidului în cilindrul hidraulic, în condiţii statice (fig. 2), se prezintă astfel :

$$T = C_1 Q \frac{\psi}{\sin\psi} - \frac{C_2}{\sin\psi}, \qquad (3)$$

unde :

T este întinderea în bandă ;
ψ — unghiul de rotire a pîrghiei ;
C_1 — coeficient constant ;
C_2 — coeficient a cărui valoare depinde de greutatea benzii în intervalul dintre caje ;
Q — presiunea în cilindrul hidraulic.

Forma buclei este dată de raportul dintre vitezele cajelor. Dacă corelarea dintre viteze şi presiunea impusă în cilindru nu va corespunde, atunci unghiul care măsoară poziţia pîrghiei va diferi de cel impus. Traductorul cuplat de pîrghie va trimite un semnal regulatorului de viteză al cajei din aval sau din amonte, faţă de buclator, astfel ca viteza cilindrilor să se modifice cu scopul de a pune în concordanţă valoarea unghiului pîrghiei cu valoarea impusă presiunii lichidului în cilindrul hidraulic. Cu toate că unghiul se va deosebi într-o măsură de cel impus, totuşi tensiunea în bandă rămîne constantă.

La abaterea grosimii benzii de la valoarea impusă intervine semnalul care modifică presiunea în cilindrul hidraulic. Pîrghia susţinătorului de buclă se va roti şi va trimite un semnal de modificare a vitezei acţionării principale. Întinderea benzii se va modifica conform relaţiei :

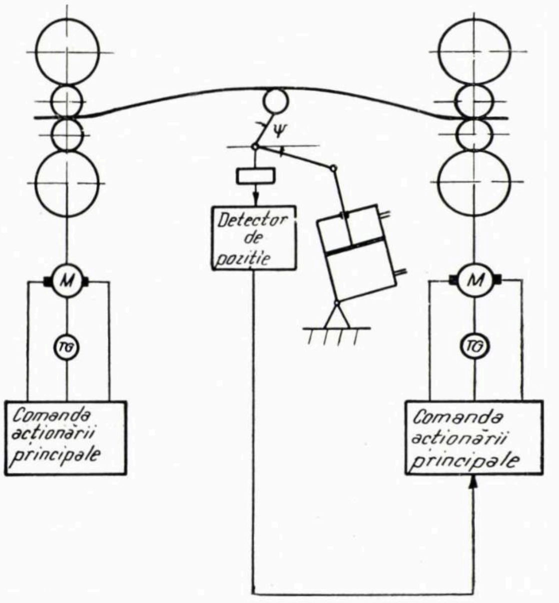


Fig. 2

$$T = T_{in} + \int_{t_1}^{t_2} (V_{iav} - V_{eam})\mathrm{d}t, \tag{4}$$

unde :

T_{in} este tensiunea iniţială în bandă ;

V_{iav} – viteza de intrare în caja din aval ;

V_{eam} – viteza de ieşire din caja din amonte.

Modificarea tensiunii în bandă va influenţa grosimea benzii care iese din caja din amonte.

Realizări tehnice specifice

Sistemul „gage-metru”. Schema reglării grosimii prin şuruburile de presare (fig. 3) este baza sistemului de reglare la laminoarele construite astăzi. Forţa de laminare este măsurată cu presductoare montate în cajă. Semnalul forţei de laminare este semnalul de intrare în sistem. Prin forţa de laminare se poate obţine o măsură corectă a schimbărilor grosimii faţă de o valoare anterioară. Pentru a menţine corectă calibrarea sistemului, se introduce măsurarea directă cu raze X, care printr-un sistem de corecţie „Monitor” verifică periodic valoarea reală a grosimii şi corectează punctul de operare a semnalului forţei de laminare. Unele erori ale grosimii, cum sînt erorile datorate schimbării vitezei şi încălzirii cilindrilor, nu pot fi corectate prin forţa de laminare. În aceste cazuri, modificarea deschiderii cilindrilor se datoreşte altor cauze decît grosimii. Sistemul de corecţie este eficient pentru îndepărtarea acestor erori. După ce a introdus corecţia şi banda are la ieşire grosimea dorită, grosimea este controlată numai de mărimea forţei. Această metodă de reglare este cunoscută sub numele de „gage-metru”.

De îndată ce banda intră în cajă, sistemul de reglare a cilindrilor este pus sub tensiune de alimentare şi se detectează un semnal corespunzător forţei de laminare. Este necesar să existe o referinţă pentru forţa de laminare, pe baza căreia se determină grosimea benzii. Această referinţă poate fi introdusă manual sau automat, prin înregistrarea valorii forţei prezente, cînd capul benzii a intrat între cilindri, sau poate fi dată de un calculator. Sistemul de reglare va menţine apoi valoarea forţei de laminare. Dacă forţa măsurată este mai mare decît referinţa, şuruburile măresc distanţa dintre cilindri.

Dacă se urmăreşte a se obţine o anumită grosime, este mai bine să se impună referinţa de grosime, iar dacă trebuie să se obţină o grosime constantă, înregistrarea valorii la capul iniţial al benzii este satisfăcătoare.

Creşterea grosimii cauzează o creştere a forţei de laminare. Sistemul de reglare sesizează creşterea forţei de laminare şi produce o mişcare a şuruburilor, astfel ca forţa să crească în continuare, pentru a se restabili grosimea. Operaţia se petrece şi invers. Legea de variaţie se scrie sub formă diferenţială :

$$\mathrm{d}h = \mathrm{d}F/M + \mathrm{d}s, \tag{5}$$

unde literele au aceeaşi semnificaţie ca în formula (1).

Realizarea ecuaţiei de modificare a grosimii se face printr-un amplificator operaţional tranzistorizat. Ieşirea amplificatorului este o măsură a modificării grosimii laminatului dintre cilindri. Pentru a minimiza comanda de mişcare a şuruburilor, aceasta nu primeşte semnalul decît dacă eroarea a depăşit o anumită limită. Dacă limita a fost depăşită, comanda şuruburilor se face cu valoarea întreagă a semnalului de

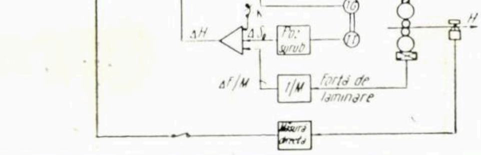


Fig. 3

eroare. Principiul „gage-metrului'' a fost elaborat de „British Iron and Steel Research Assn'' (R. B. Sims) [3].

Funcţionarea „gage-metrului'' la reglarea grosimii pentru o grosime dorită este ilustrată în figura 4. Se introduce valoarea dorită a grosimii, se compară cu măsurarea indirectă şi se corectează cu măsurarea directă. Cînd s-a ajuns la grosimea dorită, se memorează valoarea grosimii măsurate indirect şi aceasta devine referinţa de grosime.

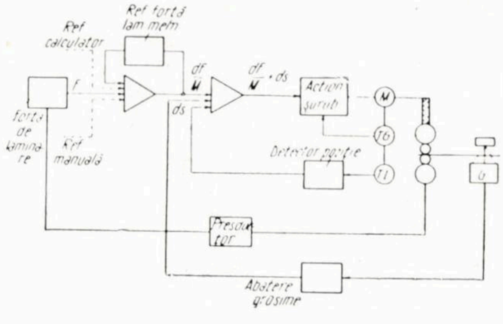


Fig. 4

La laminorul de bandă lată la cald de 68″ al companiei Richard, Thomas and Baldwin de la Spencer Works [11] se lucrează după principiul expus mai sus. Cele două moduri de funcţionare a reglării grosimii prin „gagemetre'' sînt denumite „cu blocare'' şi „cu stocare''. Iniţial se procedează după modul denumit „cu blocare''. Diferenţa dintre grosimea reală şi cea măsurată indirect prin calcul este semnalul care acţionează poziţia şuruburilor, aducînd eroarea la zero. De îndată ce grosimea este cea dorită, cu distribuţia optimă a sarcinilor, se trece la funcţionarea „cu stocare''. Un amplificator operaţional reţine valoarea grosimii măsurate indirect şi aceasta este referinţa care reglează poziţionarea şuruburilor. Sub conducerea calculatorului se lucrează numai după primul mod de funcţionare. Important este faptul că numărul de referinţe este în acest fel redus, şi anume, numai la poziţia şuruburilor. O corecţie vernier este prevăzută pentru ajustarea periodică a sistemului.

Sistemul de „gage-metru'' a fost introdus la cajele 2, 3, 4 şi 5 din cele şase caje. Cu cît metalul laminat este mai dur, reglarea grosimii se introduce la mai multe caje. După firma General Electric, introducerea „gage-metrului'' la toate cajele are multe avantaje. Ultimele şapte laminoare instalate de această firmă au „gage-metrul'' la toate cele şase caje. Aceasta se bazează pe rezultatele obţinute experimental. Avantajele constau în : reducerea efectului de reacţie a grosimii în ultima cajă ; îmbunătăţirea grosimii la capete ; îmbunătăţirea distribuţiei sarcinii dintre caje ; reducerea perturbaţiilor care cer corecţii prin buclatoare ; îmbunătăţirea formei şi suprafeţei ; reducerea timpului de potrivire a distribuţiei dintre cilindri ; prin faptul că timpul de revenire a poziţionării şuruburilor este mai mic, reglarea grosimii rămîne efectivă, chiar dacă o cajă nu funcţionează.

Alte mijloace de îmbunătăţire a reglării grosimii

Principalul circuit de reglare, asociat cu reglarea poziţiei şuruburilor, este reglarea poziţiei mecanismelor de susţinere a buclei. Mişcarea şuruburilor trebuie să fie urmărită de variaţia vitezei motoarelor principale, pentru ca legea debitului egal de material, care trece printre cilindri, să fie respectată. Acordarea vitezei motoarelor principale la mişcarea şuruburilor se face cu ajutorul reglării poziţiei mecanismelor de buclare.

La unele laminoare de acest fel se foloseşte reglarea poziţiei şuruburilor, ca reglare grosieră a grosimii benzii, şi reglarea tensiunii în bandă, ca mijloc de reglare fină a grosimii benzii [2], [6].

Reglarea grosimii, prin acţiunea asupra şuruburilor, foloseşte principiul reglării forţei de laminare (fig. 3) care asigură, într-o măsură suficientă, grosimea dorită.

La ultimele două perechi de caje, abaterea de grosime modifică întinderea benzii, producînd, conform cu principiile expuse mai sus, o modificare a grosimii. Această reglare este denumită „fină'', căci funcţionează în limite reduse de variaţie.

Dacă regulatorul cu acţiune fină nu reuşeşte să anihileze abaterea de grosime, fără ca tensiunea să depăşească valoarea limită admisibilă, atunci intră în acţiune regulatorul şuruburilor, iar presiunea în cilindrul hidraulic revine la valoarea impusă iniţial.

Cînd capătul final al benzii părăseşte o cajă, caja care urmează este parţial descărcată din cauză că între aceste două caje banda nu mai este tensionată. Motorul acestei caje accelerează, şi prin aceasta banda este detensionată între cajele care urmează. Acest fenomen se petrece succesiv, la toate cajele, pe măsură ce capătul din urmă al benzii trece prin laminor.

Reglarea grosimii prin tensiune are neajunsuri importante. Această reglare nu are acţiune asupra unei lungimi mari de bandă. Ultimii 6 — 7 m nu sînt supuşi deloc la tensionare, încît prezintă abatere maximă.

Variaţia tensionării benzii aduce abateri de lăţime a ei.

Structura metalografică a benzii fiind inegală, efectul tensionării este inegal în direcţia transversală a benzii. Variaţia tensiunii benzii modifică forţa de laminare şi prin aceasta măsura indirectă a grosimii nu mai este corectă şi nu poate fi luată ca bază a reglării grosimii.

Forţa de laminare a capătului din faţă este memorată şi serveşte ca referinţă la reajustarea poziţiei şuruburilor în pauza de laminare dintre două benzi.

Unele laminoare [5] sînt dotate în plus cu dispozitive de corecţie automată cu memorie după abaterea de grosime şi temperatura benzii. Destinaţia principală a acestor dispozitive este îmbunătăţirea condiţiilor de lucru ale regulatorului de grosime şi înlăturarea unor perturbaţii, ca uzura şi încălzirea cilindrilor de lucru. Destinaţia dispozitivului de corecţie automată după temperatură este ameliorarea condiţiilor de lucru a reglării grosimii în porţiunea iniţială a benzii, cînd partea din faţă a benzii nu a intrat încă sub traductorul de măsură directă a grosimii. Specific pentru ambele sisteme este faptul că ele lucrează ca o comandă în circuit deschis şi acţionează în momentul cînd caja este liberă anterior intrării benzii în caja.

În principiu, dispozitivul de corecţie după grosime înregistrează abaterea de grosime măsurată de instrumentul cu raze X la ieşirea din ultima cajă. După ieşirea din cajă a benzii la care s-a măsurat abaterea, se comandă în gol corectarea poziţiei şuruburilor pentru banda care urmează a fi laminată.

Dispozitivul de corecţie după temperatură intră în acţiune la semnalul unui fotoreleu instalat înaintea desţunderizatorului trenului finisor. Dispozitivul înregistrează temperatura capătului din faţă a benzii şi defineşte abaterea faţă de temperatura normală. Semnalul de abatere este memorat şi acţionează asupra regulatorului de grosime în momentul cînd traductoarele de presiune indică ieşirea capătului final al benzii a cărei laminare se termină.

La unele laminoare construite în S.U.A. [3] mecanismul de tensionare a benzii dinaintea ultimei caje este folosit pentru corectarea abaterii detectate la aparatul de măsură directă a grosimii.

La uzina „August Thyssen" din Duisburg [4] s-a prevăzut corectarea abaterilor grosimii în funcţie de răcirea benzii înainte şi în trenul finisor, precum şi de încălzirea benzii la accelerare. Mecanismele şuruburilor sînt comandate prin impulsuri, astfel ca ele să execute curse stabilite în unitatea de timp. În acest fel se corectează grosimea benzii care din cauza răcirii are tendinţa să fie mai mare cu cît banda înaintează. Frecvenţa impulsurilor este controlată prin măsurarea grosimii, astfel ca mişcarea şuruburilor să regleze corect grosimea.

În plus, se comandă mişcarea şuruburilor unei caje, astfel ca influenţa şinelor de susţinere din cuptoare asupra grosimii benzii să fie înlăturată.

Toate funcţiile auxiliare, descrise mai sus, pot fi preluate de calculator, care le realizează mai corect, mai rapid şi mai adecvat procesului tehnologic.

Dispozitive electrohidraulice de reglare a grosimii benzii

Sînt de menţionat construcţiile speciale ale cajei şi ale acţionării şuruburilor, care folosesc transmisii hidraulice, în vederea obţinerii unei benzi de calitate superioară în ce priveşte forma geometrică.

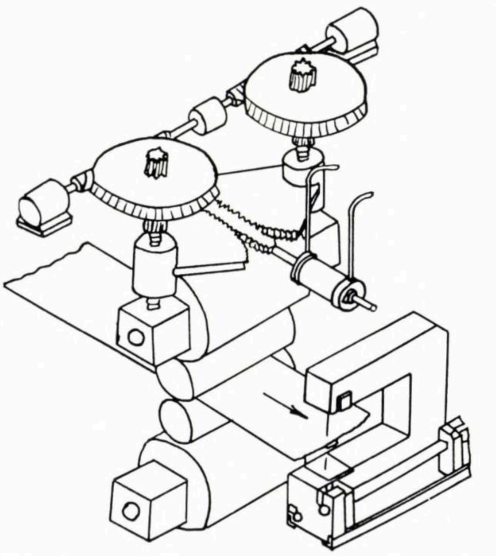


Fig. 5

La laminorul la cald de bandă de 56", de la uzinele din Warren, Ohio, al Companiei Republic Steel [6], trenul finisor este constituit din şase caje şi funcţionează cu dispozitive electrohidraulice speciale de corecţie a grosimii la cajele 2 şi 5.

Construcţia dispozitivului este prezentată în figura 5. Piuliţele şuruburilor de presiune a cilindrului superior sînt prevăzute cu sectoare circulare. Sectoarele circulare sînt acţionate cu ajutorul unui cilindru hidraulic, care la rîndul său este comandat electric. Regulatorul automat al grosimii lucrează pe principiul „gage-metrului" însă acţionează dispozitivul hidraulic. Răspunsul acestuia este de trei ori mai rapid decît al acţionării electromecanice obişnuite, care se vede de asemenea pe figură. Dispozitivul hidraulic corectează deviaţiile mici ale grosimii şi are o acţiune eficace împotriva urmelor reci de bandă şi a îngroşării capătului final.

Există argumente împotriva utilizării acestui dispozitiv de corecţie. Construcţia cajei se complică, devine mai mare, mai costisitoare şi mai puţin rigidă, deci susceptibilă la cedări mai mari. Răspunsul este mai rapid la abater. mici, cu condiţia ca abaterea să poată fi corectată numai prin rotirea piuliţei. Dacă abaterea este mai mare sau poziţia pistonului este la capătul cilindrului, trebuie să intervină acţionarea electromecanică asupra şuruburilor care corectează abaterea şi readuce pistonul într-o nouă poziţie

Răspunsul combinat al dispozitivului hidraulic și al celui electromecanic este mai lung decît al celui pur electromecanic.

Se cunosc mai multe variante hidraulice de acționare asupra piulițelor șuruburilor de presare. Ele nu au o răspîndire largă.

Un sistem nou de cajă cvarto a fost introdus de firma Loewy la laminarea benzilor reci de aluminiu [7]. Cilindrul inferior de sprijin este deplasat cu ajutorul unui cilindru hidraulic de putere mare. Cilindrul superior de sprijin este mișcat de mecanismul de tip obișnuit al șuruburilor de presiune. Poziționarea cilindrilor se face cu mecanismul șuruburilor. Reglarea grosimii benzii se face prin dispozitivul hidraulic. Nu se cunoaște încă posibilitatea extinderii acestui sistem la benzi calde de oțel.

Acționarea șuruburilor pe cale pur hidraulică s-a aplicat cu succes la mai multe uzine, dintre care Tokai Iron and Steel, din Japonia [8]. La acest laminor, cajele 2 și 5 au acționarea hidraulică, celelalte au acționarea electromecanică a șuruburilor. Rezultatele obținute sînt foarte bune, fără a se utiliza tensionarea variabilă a benzii.

O invenție de dată foarte recentă este cunoscută sub denumirea „hidraulic crown shapping". Conform acestei invenții, două dispozitive hidraulice acționează asupra capetelor cilindrilor. În acest fel, se poate produce o încovoiere a cilindrilor și prin aceasta o acțiune de îndreptare a profilului benzii. De asemenea, aceste dispozitive permit o presare inegală a cilindrilor spre marginile benzii. Astfel se poate compensa încălzirea inegală a benzii în sens transversal și se obține totdeauna o bandă cu margini paralele față de axa de laminare. Dispozitivele speciale de reglare a grosimii și a formei geometrice a benzii necesită circuite proprii de reglare automată.

Acțiunea calculatorului electronic asupra reglării grosimii benzii

Mai multe laminoare de bandă lată la cald, conduse de calculatoare, funcționează în condiții foarte bune, încă din anul 1962 [9].

Din ce în ce mai multe laminoare dotate cu calculatoare intră în funcție în fiecare an. Se evaluează la 15 numărul laminoarelor conduse în acest fel și care sînt în construcție sau în funcțiune astăzi [10].

Printre celelalte funcțiuni îndeplinite de calculator, una dintre cele mai importante este controlul reglării grosimii. Controlul reglării grosimii se realizează după tehnica denumită „adaptivă", care este expusă mai jos. În acest mod toate dispozitivele cu memorie de corecție a grosimii benzii devin inutile, în plus, calculatorul înlocuiește controlul operatorilor, rezultatele obținute fiind pînă la urmă mai bune [11], [12].

Calculul valorilor de referință pentru regulatoarele trenului finisor

Calculatorului i se predau informațiile necesare calculului. Acestea constau în caracteristicile metalului de laminat și ale produsului cerut. Calculatorul calculează mai întîi grosimea dorită la ieșirea din fiecare cajă, astfel ca sarcinile să fie distribuite după reguli stabilite prin modelul matematic memorat. Apoi se calculează vitezele motoarelor pe baza debitului constant. În etapa următoare se calculează forța de laminare în fiecare cajă și se verifică capacitatea utilajului mecanic și a motoarelor de acționare de a face față la solicitările calculate. În continuare, se calculează „cedarea" fiecărei caje (F/M) și deschiderea în gol a cilindrilor pe baza legii lui Hooke (relația 1). Cu aceasta, valorile de referință sînt stabilite și anume: poziția șuruburilor, grosimea în caje, vitezele acționărilor principale, apoi lățimea și grosimea benzii la ieșire. Relațiile modelului matematic folosit de calculator la laminorul de bandă lată de la Tobata Work (Japonia) sînt redate în [13].

Controlul exercitat de calculator asupra reglării grosimii benzii

La ieșirea din ultima cajă a trenului degrosisor, calculatorul întocmește calculul valorilor de referință pe baza măsurării directe a grosimii, temperaturii, lățimii benzii și a forței de laminare constatată în trenul degrosisor [11]. Valorile impuse sînt transmise trenului finisor, pe rînd la fiecare cajă, de îndată ce caja s-a eliberat de sfîrșitul unei benzi, valorile corespunzînd benzii care urmează. Pe baza temperaturii măsurate la intrarea în trenul finisor, calculele făcute sînt corectate și corecțiile la valorile impuse sînt transmise regulatoarelor. În acest fel, se cîștigă timp pentru executarea mișcărilor largi ale șuruburilor.

După ce banda a intrat în caja întîi, calculatorul verifică grosimea benzii în cajă și corectează valorile pentru caja a doua, înainte ca banda să intre în aceasta. Acest procedeu continuă pe rînd, cajă cu cajă. Calculatorul culege abaterile de grosime la măsurarea directă la fiecare jumătate de metru de bandă.

Coeficienții constanți ai modelului matematic sînt actualizați de calculator, pe baza măsurărilor făcute asupra benzilor laminate. Astfel, se ține seamă de factorii pe care îi influențează temperatura cilindrilor și a cajei (de exemplu, răcirea care intervine între laminarea a două benzi), uzura cilindrilor, calibrarea aparatelor de măsură, coeficientul de cedare a cilindrilor, care are mare importanță în obținerea unei grosimi corecte a capătului din față a benzii. Rezultatele culese asupra unei bare sînt valorificate la benzile care urmează.

Dacă este cazul să se lamineze un oțel de calitate, care încă n-a fost folosit, calculatorul își stabilește singur valorile corespunzătoare constantelor modelului și le reține pentru laminări viitoare.

Rezultatele obținute

Rezultatele prezentate în articole și în cadrul întîlnirilor internaționale arată o îmbunătățire calitativă apreciabilă a benzii, ca urmare a folosirii calculatoarelor electronice la conducerea procesului de laminare.

La laminorul de bandă lată al uzinei Mc Louth Steel Corporation Michigan au fost măsurate abaterile de grosime ce apar cînd se lucrează fără reglare, cu reglare și cu calculator. În [12] se arată că, fără reglarea grosimii, benzile cu abatere de ± 0,05 mm sînt în proporție de 37 %, benzile cu abatere de ± 0,1 mm, de 25 % și cu abateri mai mari, de 38 %. Cu reglare automată benzile cu abatere mai mică de ± 0,05 mm sînt în proporție de 85 %. Prin conducerea de către calculator a reglării automate a grosimii, benzile cu abatere mai mică decît ± 0,05 mm sînt în proporție de 94 %, restul fiind cu abateri mai mici de ± 0,1 mm. În același timp, toleranțele la lățime sînt mai bune.

La uzina Spencer Works au fost obținute 94,3 % din totalul lungimii de bandă laminată în două săptămîni, cu toleranțe sub ± 0,05 mm, din care 77,4 % cu toleranțe sub ± 0,025 mm. S-a folosit sistemul de reglare „cu stocare". Oscilogramele ridicate dovedesc superioritatea calității obținute în funcționarea cu calculator [14]. Calitatea benzii, și în special acuratețe grosimii capătului final, este influențată de acordarea valorilor impuse regulatoarelor. Calculatorul dispune de mai multă abilitate decît operatorul pentru a întocmi astfel de acordări, mai ales la schimbări rapide și importante în grosimea finală a benzii care urmează a fi laminată.

Concluzii

Calitatea benzii late, laminate la cald, este asigurată prin reglarea grosimii cu acționare rapidă asupra poziției șuruburilor de presiune. Ca mărime de referință trebuie impusă grosimea la ieșirea din fiecare cajă. Măsurarea se face indirect (prin calcul), în fiecare cajă. Se suprapune acțiunea dispozitivului de corecție bazat pe măsura directă prin raze X. Alte circuite de reglare, comandă sau corecție sînt complicații inutile.

Calculatorul electronic are o influență importantă în obținerea unei calități superioare de bandă. Prin tehnica adaptivă, calculatorul electronic perfecționează reglarea grosimii, a lățimii și a liniarității marginilor.

BIBLIOGRAFIE

[1] Harrell J. B. *Precision Gaging of Strip Width and Thickness.* Iron and Steel Engineer, vol. 41, nr. 12, dec. 1964, p. 129—135.

[2] Snively H. N. *Electrical Equipement For Metal Rolling Mills. Part. III.* Blast Furnace and Steel Plant, vol. 50, nr. 12, 1962, p. 1173—1179.

[3] Wallace J. W. *Fundamentals of Strip Mill Automatic Gage Control Systems.* Iron and Steel Engineer, vol. 41, nr. 9, 1964, p. 193—202.

[4] Rieskamp K. H. *Automatisierung an einer neuen 88 Warmbreitbandstrasse.* Düsseldorf, Internationale Eisenhüttentagung, 1965, F. 2

[5] Lerner A. Ia. *Dostijenia v avtomatizații cernoi metalurghii Avtomatizația proțesov upravlenia.* Trudii II mejdunarodnovo kongressa. Basel, 1963, Moscova, Izdatelstvo Nauka, 1965, p. 118—128.

[6] Orellana I. G. *Recent Developments in Strip Thickness Control.* Iron and Steel Engineer, vol. 39, nr. 11, 1962, p. 71—80.

[7] * * * *Hydraulically-loaded Pre-stressed Rolling Mill incorporates Automatic Gauge Control.* Sheet Metal Industries, vol. 42, nr. 458, 1965, p. 460—467.

[8] Marita K. și Nakanishi K. *Electrohydraulic AGC for 68 Hot Strip Mill at Tokai.* Iron and Steel Co. Düsseldorf, Internationale Eisenhüttetagung, 1965, F—107.

[9] Miller W. E. *Application of Automation and Automatic Techniques to Metal Rolling and Processing.* Blast Furnace and Steel Plant, vol. 52, nr. 8, 1964, p. 839—843.

[10] Miller W. E. *Automation of 88 Hot Strip Mill.* Düsseldorf, Internationale Eisenhüttentagung, 1965, F—103.

[11] Meredith R. și Ray D. J. *Computer Control of a Hot Strip Mill.* Düsseldorf, Internationale Eisenhüttentagung, 1965, F—3.

[12] Beadle R. G. *On Line Computer Control of a Hot Strip Finishing Mill for Steel.* Iron and Steel Engineer, vol. 41, nr. 7, 1964, p. 71—81.

[13] Tsujihat K. și Fukuda N. *Mathematical Models for Computer Control of Hot Strip Mill.* Düsseldorf, Internationale Eisenhüttentagung, 1965, F—101.

[14] Miller W. E. *Computer Control of a Hot Strip Mill.* Düsseldorf, Internationale Eisenhüttentagung, 1965, F—103.

CZ 621.741.9 : 621.747

Metodele şi materialele pentru impregnarea pieselor turnate din aliaje feroase şi neferoase

Ing. N. ŞERBAN şi ing. M. SACHELARIE
Institutul de cercetări tehnologice pentru construcţii de maşini

Impregnarea este destinată să remedieze defectele de neetanşeitate ale pieselor turnate din aliaje feroase sau neferoase, care lucrează cu fluide sau cu gaze la presiuni ridicate.

Cauzele care provoacă neetanşeitatea pieselor turnate sînt următoarele: retasurile interdendritice fine, tipice fontelor cu conţinut redus de carbon şi aliajelor uşoare pe bază de aluminiu şi magneziu; segregaţiile masive de grafit de suprasaturaţie, tipice fontelor cu conţinut ridicat de carbon în secţiunile groase ale pieselor mari; incluziunile de oxizi, impurităţi, spumă etc., care formează porozităţi pe toată grosimea piesei; microretasurile de la limitele grăunţilor, în special la piesele turnate din aliaje neferoase; suporţii de miez şi cuiele de fier ruginite; reprizele sau impurităţile metalice uşor oxidabile, în cazul pieselor turnate din aliaje de cupru cu aluminiu, alamă sau aliaje uşoare etc.

În raport cu natura şi dimensiunile porilor, cu forma şi dimensiunile pieselor, cu presiunea şi temperatura la care acestea trebuie să reziste, s-au elaborat diverse metode de impregnare şi o foarte largă gamă de materiale pentru impregnare [1].

Impregnarea se aplică în special în industria constructoare de maşini şi aparate, la piesele turnate pentru motoarele cu explozie, pompe, compresoare, contoare de gaze şi lichide, supape, vase, robineţi, comenzi hidraulice, filtre şi prese, regulatoare de presiune, carburatore şi arzătoare de hidrocarburi, aparatură hidraulică şi pneumatică, aparataj electric, aparatură sanitară şi pentru industria chimică, utilaje casnice etc.

Eficienţa economică a impregnării este deosebit de importantă, ţinînd seamă că circa 70% din piesele rebutate datorită neetanşeităţilor pot fi recuperate prin această metodă [2], [3].

Atelierul pentru impregnarea pieselor se amplasează de obicei între turnătorie şi secţiile de prelucrare mecanică, după operaţiile de sablare, debavurare etc. În cazurile în care piesa turnată nu se mai prelucrează, instalaţia de impregnare se plasează la capătul liniei de turnare şi toate piesele turnate trec întîi la impregnare, apoi la verificarea etanşeităţii lor [4].

În raport cu caracterul producţiei (de masă, de serie) şi de mărimea pieselor, instalaţiile de impregnare pot fi complet automate, semiautomate sau cu funcţionare intermitentă.

Există deci o mare diversitate de forme şi dimensiuni de instalaţii, adaptate unor largi game de piese, dar care în general folosesc două metode principale de impregnare, şi anume: metoda de impregnare prin presiune internă, aplicabilă pieselor mari şi metoda de impregnare sub vid şi prin presiune, aplicabilă pieselor de serie cu volum şi greutate mică.

Alte variante ale acestor metode (impregnarea prin presiune exterioară, prin cufundare etc.) reprezintă cazuri particulare aplicabile unicatelor [5], [6].

Utilajele folosite în cazul metodei de impregnare prin presiune internă sînt în general simple, dimensionate în raport cu greutatea şi volumul piselor, şi constau dintr-o pompă hidraulică acţionată manual sau mecanic, care debitează substanţa de impregnare la presiunea de 5–10 kgf/cm², şi un bazin care constituie rezervorul de substanţă.

Instalaţiile folosite la metoda de impregnare sub vid şi prin presiune sînt mai complexe, fiind adaptate de asemenea caracterului producţiei şi mărimii pieselor respective. Cîteva firme produc aceste instalaţii şi furnizează substanţa de impregnare. În general, instalaţiile au un caracter universal, adică permit impregnarea pieselor turnate din orice aliaj, feros sau neferos [7], [8]. În continuare se prezintă caracteristicile cîtorva instalaţii mai importante.

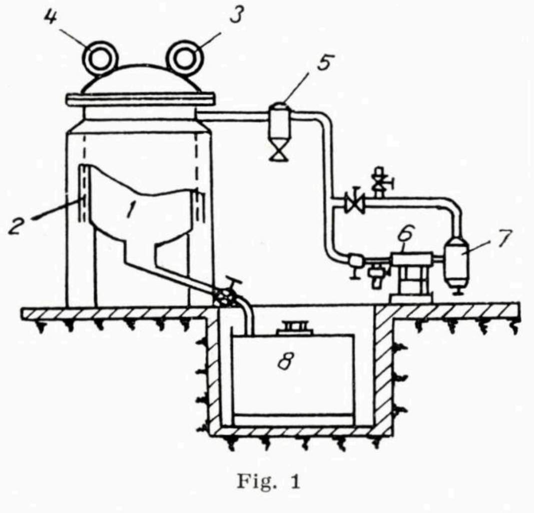


Fig. 1

Instalaţia „Maxei'' utilizează ca substanţă de impregnare un lac de bachelită special, cu proprietăţi stabile între – 50°C şi + 300°C şi este arătată schematic în figura 1 [9].

Ea este folosită la impregnarea pieselor feroase sau neferoase şi se compune din următoarele elemente : o autoclavă *1*, prevăzută cu elementele de încălzire electrică *2*, echipată cu manometrul *4* şi termostatul *3*.

Vidul necesar şi pomparea soluţiei de bachelită se realizează cu un bloc pompă de vid-compresor *6*, echipat cu un separator de ulei *7* şi un filtru *5*. Soluţia este absorbită şi apoi golită din autoclavă în rezervorul *8*.

Piesele supuse impregnării sînt curăţate mecanic şi chimic, apoi degresate şi uscate în etuvă electrică la 130–140°C. După răcire, sînt încărcate în autoclavă unde se stabileşte un vid de 90% şi se menţin sub vid minimum 30 min.

Se încarcă apoi sub vid lichidul de impregnare în autoclavă, după care se aplică o presiune de aproximativ 2 at şi se menţine această presiune o durată variabilă, în funcţie de grosimea pereţilor pieselor.

Se goleşte apoi soluţia din autoclavă, iar piesele se scot şi se supun unui tratament termic de polimerizare a bachelitei la 150°C, durata variind în raport cu greutatea piesei.

Instalaţia „Metal-imprex" de fabricaţie italiană se compune dintr-o serie de utilaje aşezate în flux tehnologic, conform figurii 2. Substanţa folosită pentru impregnare este o răşină sintetică de tip poliester, termoplastică la 128°C, şi avînd la temperatura de impregnare o viscozitate redusă, care îi conferă o mare capacitate de penetraţie.

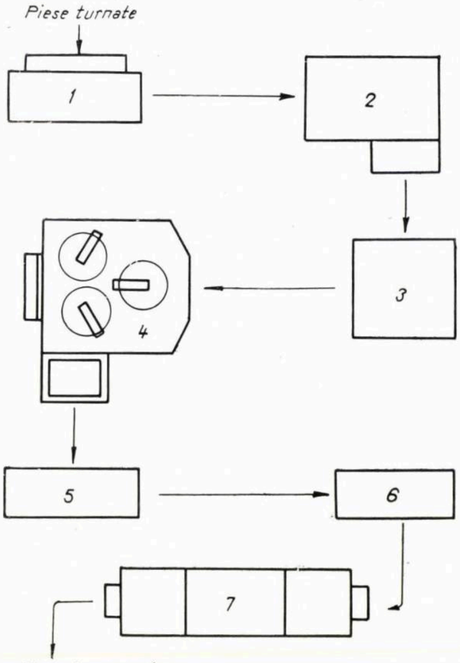


Fig. 2

Piesele care urmează a fi impregnate se introduc în dispozitivele de prindere necesare *1*, de unde trec la operaţiunea de degresare la cald în vapori de percloretilen fierbinţi. După degresare, piesele sînt purtate într-un aparat rotativ *3*, care asigură răcirea şi uscarea lor rapidă. Impregnarea se execută într-o staţie cu două autoclave de ∅ 800 × 2 000 mm *4*, comandate pneumatic. Staţia este prevăzută cu un rezervor de răşină, o pompă de vid cu două etaje cu un debit de 60 m³/h şi putînd realiza un vid de 10^{-4} torr, un panou de comandă, şi un grup de filtrare şi reglare a aerului comprimat. După impregnare, piesele trec la un aparat rotativ *5* pentru recuperarea surplusului de răşină, apoi la un aparat pentru scoaterea pieselor din dispozitive *6* şi, în sfîrşit, la instalaţia continuă pentru spălarea, uscarea şi polimerizarea răşinii *7*.

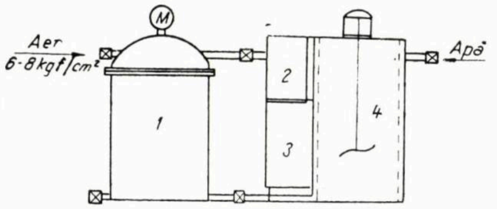


Fig. 3

Consumul de răşină variază în funcţie de volumul şi greutatea pieselor, între 6 şi 7 g/kg piese [10].

Răşina polimerizată are o mare rezistenţă termică (de la – 200°C la + 300°C) şi chimică, la acizi, baze, hidrocarburi, aburi etc.

Impregnarea se poate aplica pieselor turnate din oţel, fontă, oţel inoxidabil, aluminiu, silumin, alamă, bronz, magneziu, zinc, zamak etc. [11].

Firma Bonvillein-Ronceray produce instalaţii pentru cele două metode de impregnare. Pentru metoda sub vid şi prin presiune produce patru modele de instalaţii cu capacităţile cuprinse între 70 şi 750 l, folosite la impregnarea pieselor mici cu forme simple sau regulate.

Schema instalaţiei de impregnare este arătată în figura 3 şi este asemănătoare instalaţiei de tip Maxei.

Pentru metoda de impregnare prin presiune internă, instalaţia este simplă şi constă dintr-o pompă şi un rezervor cu capacitatea de 250–300 l.

În prima metodă, piesele uscate, curăţate şi degresate în prealabil, se încarcă în autoclava *1* unde se stabileşte un vid de 90%. Piesele se menţin sub vid 15–20 min, apoi se absoarbe substanţa de impregnare caldă la 70–80°C în autoclavă pînă cînd manometrul cu care este echipată autoclava revine la 0. În acest moment autoclava este plină şi asupra lichidului se stabileşte o presiune, cu ajutorul aerului comprimat, de 6–8 kgf/cm². Se menţine autoclava sub presiune, timp de 20 min, după care lichidul este refulat în rezervorul prevăzut cu agitator *4*. Pompa de vid *2* este acţionată electric iar soluţia de impregnare este depozitată într-un rezervor *3*. După impregnare piesele sînt spălate 1 min în curent de apă, apoi uscate în aer 24 h, după care se verifică etanşeitatea lor.

Substanţa folosită pentru impregnare este o soluţie specială care conţine pulberi minerale şi metalice în stare coloidală. Aceste pulberi sînt depuse în porii piesei, formînd un dop rezistent la acţiunea presiunii lichidelor şi gazelor.

Soluţia folosită pentru metoda de impregnare sub vid şi prin presiune se denumeşte ,,Mogul B''.

În metoda de impregnare, prin presiune internă, una sau mai multe piese aşezate în baterie se pregătesc închizînd cu flanşe deschiderile care comunică cu exteriorul şi adaptînd un ştuţ la intrare şi unul la ieşire, pentru circulaţia soluţiei. Prin ştuţul de intrare se presează soluţia în interiorul piesei cu ajutorul pompei, iar la ştuţul de ieşire se montează supapa de întoarcere a soluţiei în rezervor. Se umple piesa cu soluţie şi se execută o circulaţie forţată, reglîndu-se presiunea de lucru prin supapa de întoarcere, pînă la 20 kgf/cm^2. Soluţia de impregnare în acest caz este denumită ,,Mogul A'' şi conţine, de asemenea, pulberi în suspensie. În cursul trecerii forţate a soluţiei prin piesă pulberile se depun în pori. Circulaţia se menţine 15—20 min, în funcţie de dimensiunile piesei şi natura defectului de remediat. După aceea piesele se golesc de lichid, se spală 1 min în curent de apă, se usucă la temperatura normală timp de 24 h şi apoi se supun la proba de etanşare [12], [13].

Piesele impregnate pot suporta presiuni de 10 kgf/cm^2 la temperaturi de 400—500°C în cazul pieselor turnate din oţel şi fontă şi 300°C, pentru piesele din aluminiu.

Costul operaţiei este variabil, în funcţie de forma şi dimensiunile pieselor şi de natura metalului. În cazul pieselor de fontă, ţinînd seamă de consumul şi pierderile de soluţie, de consumul de energie, apă, aer comprimat, ulei şi manoperă, costul impregnării variază între 0,5 şi 1 leu/kg piese.

Substanţele folosite pentru impregnare sînt în general adaptate naturii metalului din care este turnată piesa. În ultima vreme, răşinile sintetice, cu sau fără umpluturi metalice sau minerale, sînt din ce în ce mai frecvent folosite deoarece :

— au caracter universal, adică se pretează la impregnarea oricărui tip de aliaj feros sau neferos, precum şi pieselor turnate din ceramică sau masă plastică ;

— sînt inerte din punct de vedere chimic şi electric, independent de metalul sau aliajul pe care îl impregnează ;

— au o înaltă stabilitate a caracteristicilor fizice, chimice şi mecanice atît în timp, cît şi la variaţii de temperatură.

— nu au contracţie la uscare sau polimerizare, nu prejudiciază aspectul şi posibilitatea de finisare a pieselor, permiţînd prelucrarea mecanică prin aşchiere, polizare, lustruire, vopsire etc.

Aceste proprietăţi duc la înlocuirea totală a vechilor substanţe de impregnare (clorurile de fier sau amoniu, silicaţii solubili de sodiu sau de potasiu, silicatul de etil, azotaţii de sodiu etc.) a căror acţiune de etanşare se datoreşte unei activităţi chimice puternice şi mai ales coroziunii, prin formarea în porii piesei a unui oxid sau hidroxid cu volum mare, realizîndu-se astfel etanşarea.

Aceste substanţe se pretează în general la impregnarea pieselor feroase şi mai puţin sau de loc, la piesele neferoase sau turnate din aliaje uşoare de aluminiu sau magneziu.

Dintre răşinile sintetice, cele mai ieftine, cu folosire universală şi eficacitate bună, sînt lacurile de bachelită cu sau fără alte adaosuri, care sînt stabile pînă la temperatura de 280°C.

Răşinile de tip epoxy sau poliester, masele plastice de tip polistirol, vinilin etc. constituie substanţele moderne de impregnare. Mai jos se arată principalele caracteristici ale acestor răşini.

Stirolul manomer (vinil-benzolul) este un lichid foarte fluid, căruia înainte de întrebuinţare i se adaugă un catalizator (butil hidroperoxid terţiar). După polimerizare rezistă la ulei fierbinte, benzină, apă rece şi caldă şi este foarte stabil la coroziunea chimică. Se recomandă pentru impregnarea pieselor turnate din aliaje cu cupru, aluminiu sau magneziu prin metoda sub vid şi prin presiune. Piesele se decapează iniţial într-o soluţie de 3—10% acid sulfuric în apă, apoi se degresează cu o soluţie fierbinte de sodă sau tricloretilenă. După uscarea la 175°C, piesele sînt introduse în autoclavă şi impregnate prin metoda prin vid şi presiune. După aceea, piesele se scot, se spală cu tetraclorură de carbon pentru îndepărtarea soluţiei de impregnare, se usucă, iar răşina este polimerizată 2 h la 135°C, în cuptorul electric. Întreaga aparatură va fi din oţel, deoarece zincul, cuprul sau plumbul descompun catalizatorul. Stirolul monomer necesită depozitarea la temperatură coborîtă şi este alterat de lumina directă a soarelui. De asemenea, este inflamabil, avînd punctul de aprindere la 31°C. Soluţia de impregnare conţine de obicei un agent de întîrziere a polimerizării care o stabilizează la temperaturi sub 32°C [14].

Clorura de polivinil (igelite) se pretează, de asemenea, la impregnarea sub vid şi prin presiune a diverselor piese turnate din aliaje feroase sau neferoase. Clorura de polivinil este foarte stabilă chimic, însă se descompune la temperaturi mai ridicate. Se recomandă în special la impregnarea pieselor din aliaje de magneziu care prezintă microretasuri intercristaline [15].

Soluțiile de rășini aurinice din clasa epoxy, datorită bunelor lor proprietăți de aderență, se pretează bine la impregnarea pieselor turnate din orice aliaj. Inconvenientul lor principal, ca și al tuturor lacurilor sintetice, este că sînt vîscoase și murdăresc sau înfundă pompele și conductele. Au însă o bună stabilitate chimică și termică pînă la + 300°C [16].

Se menționează experiența Uzinelor de tractoare din Celeabinsk, care folosește impregnarea porilor mici ai pieselor de tractor cu rășini de tip epoxy. Sînt folosite două compoziții pe bază de rășini ED—5 și ED—6 după cum urmează : 100 părți rășină ED—6 ; 10—20 părți dibutilftalat (plastifiant) ; 10 părți polietilen poliamină (întăritor) ; 100 părți rășină ED—5 ; 5—10 părți dibutilftalat ; 10 părți polietilen poliamină.

Rășina se încălzește la 50—60°C, se introduce dibutilftalatul, amestecîndu-se bine tot timpul. Amestecul se poate păstra în ambalaje ermetice, la temperatura camerei, timp de un an [17].

Polietilenpoliamina se introduce în amestec numai în momentul utilizării, după care amestecul nu se poate folosi decît 30—40 min.

Suprafața pieselor se curăță cu șmirghel sau perie de sîrmă, apoi se degresează cu acetonă sau benzină 70, după care se așteaptă 10—15 min pentru evaporarea degresantului. Amestecul cu rășină epoxidică se aplică cu pensula și se lasă în aer pentru întărire 16 — 24 h sau se încălzește piesa la 80—100°C, timp de 1—2 h. Se execută apoi proba hidraulică a pieselor la 5—6 kgf/cm^2.

Celonul lichid diluat cu acetonă rezistă bine la temperatură și acizii minerali. În prezența apei se umflă și obturează bine porii. Celonul este însă scump și deci puțin utilizat [18].

Lacul de bachelită este foarte folosit la piesele turnate din orice metal sau aliaj, care lucrează sub temperatura de 240°C. Ca diluant se folosește alcoolul etilic cu concentrația minimă de 85%, în proporție de 40—50%. Piesele cu porozități mici se impregnează cu lac de bachelită diluat, care conține 40—45% rășină și are viscozitatea 6 s la 20°C, prin pîlnia Nilk. Piesele cu defecte mari se impregnează cu lac consistent 50—60% rășină cu viscozitatea Nilk, 10 s la 20°C. Impregnarea se execută prin ambele metode, sub vid și presiune, sau prin presiune internă. Piesele se usucă în prealabil 2—3 h la 150—200°C, apoi se impregnează timp de 15—60 min prin una din metodele cunoscute. După impregnare, piesele se șterg cu spirt sau acetonă și se lasă la uscat în aer 1,5—2 h. Urmează apoi tratamentul termic pentru polimerizarea bachelitei în trei trepte, și anume : 2 h la 80—100°C ; 1 h la 130—150°C și 1—1,5 h la 160—180°C. Răcirea se execută încet în cuptor pînă la 30—35°C. Dacă una și aceeași piesă are pori mari și pori mici, se execută întîi impregnarea cu lac de bachelită diluat, apoi se repetă operația cu lac concentrat. După prima impregnare se face un tratament termic parțial, constînd dintr-o încălzire la 100°C și menținere la această temperatură 4—5 h. Se execută apoi a doua impregnare. Proba hidraulică a pieselor se execută 5—10 min la o presiune cu 10—20% mai ridicată decît presiunea de exploatare a pieselor. Dacă este nevoie, operațiunea de impregnare se repetă. Această impregnare este rezistentă la rece și la cald pînă la 300°C la majoritatea reactivilor tehnici [19], [20].

Pentru piesele care lucrează în exploatare la presiuni sub 2 kgf/cm^2 se folosește îndepărtarea defectelor prin chituire. Literatura recomandă pentru această operație o serie de rețete, unele foarte asemănătoare între ele și constituite, în general, dintr-o substanță de liere cu proprietăți de aderență ridicate și o pulbere metalică sau nemetalică (minerală) bine omogenizată cu liantul. Chitul se presează pe suprafața exterioară sau interioară a piesei în locul cu fisuri, sufluri de dimensiuni mici etc. [21].

Datorită diversității componenților și a lianților, există foarte numeroase rețete dintre care multe fac obiectul patentelor și poartă denumiri comerciale.

În R. D. G. au fost realizate două produse sub denumirea comercială de Amodens și Armolid [22].

Amodensul este o soluție alcalină pe bază de oxizi metalici și adaosuri organice, cu o mare capacitate de adeziune și o elasticitate adaptată alungirii materialului de bază. Produsul Amodens se dizolvă în apă caldă la 70°C, în proporție de 1 : 1 pînă la 1 : 3, la o presiune de 2—3 kgf/cm^2, într-un rezervor cu agitator. După răcire, soluția se impregnează prin presiune internă la 6—7 kgf/cm^2 sau sub vid. Întărirea soluției în porii piesei impregnate se face în timp de 24 h la temperatura camerei.

Armolid este un preparat pe bază de oxizi metalici și componenți organici pentru chituire. Chitul rezistă la temperaturi între — 40 și + 420°C, se solidifică după 24 h și poate fi folosit pentru piese supuse la presiuni pînă la 500 kgf/cm^2. Preparatul se diluează în proporție de 1 : 1 pînă la 1 : 3 în apă la 70°C și se aplică în stare rece, fără preîncălzirea piesei [23].

BIBLIOGRAFIE

[1] Dubinin N. P. *Tehnologia metalelor,* București, Editura tehnică, 1959, p. 211—212.

[2] Axenov P. N. *Turnătoria.* București, Editura tehnică, 1954, p. 380—382.

[3] Smelickov N. N. *Remedierea defectelor pieselor turnate.* Dosar I.D.T., nr. 15221.

[4] Immerman E. B. *Controlul tehnic și lupta contra rebuturilor în turnătorie.* Dosar I.D.T., nr. 14273.

[5] Korolev N. I. *Tehnologia de turnare a fontei.* Dosar I.D.T., nr. 20571.

[6] Kuneavski M. N. *Repararea defectelor pieselor turnate din fontă*. Dosar I.D.T., nr. 14039.

[7] Peredelski C. V. *Turnarea aliajelor neferoase în forme metalice*. Dosar I.D.T., nr. 10846.

[8] * * * *Controlul în turnătorie*. Dosar I.D.T., nr. 3743.

[9] * * * *Impregnarea cu răşini sintetice a pieselor poroase turnate din metale neferoase*. Dosar I.D.T., nr. 43946.

[10] * * * *Etanşarea carcaselor turnate cu răşini epoxy*. Dosar I.D.T., nr. 43940.

[11] * * * *Suprimarea microporozităţilor din piesele cu defecte de turnare*. Dosar I.D.T., nr. 45092.

[12] * * * *Piese din bronz turnate, etanşe la presiuni*. Foundry, dec. 1951.

[13] * * * *Impregnarea pieselor turnate*. Foundry, aug. 1955.

[14] * * * *Îmbunătăţirea proprietăţilor materialelor prin impregnare sau acoperire cu materiale plastice*. Iron Age, 26, 1958.

[15] * * * *Combinarea materialelor plastice cu metalele duce la obţinerea unor produse mai bune*. Iron Age, nr. 29, 1959.

[16] * * * *Etanşarea pieselor poroase prin impregnare*. Fonderie, nr. 147, 1958.

[17] Kasten H. *Impregnarea pieselor turnate*. Giesserei technik, nr. 9, 1963 şi nr. 10, 1963, p. 299—301 şi 384—386.

[18] * * * *Substanţe pentru impregnarea pieselor poroase*. Mater. Design. Enging, nr. 4, 1959, p. 102—106.

[19] * * * *Descompunerea răşinilor „Novolac”*. J. Appl. Chem., nr. 4, 1956, p. 131—139.

[20] * * * *Etanşarea pieselor turnate*. Giesserei technik, nr. 12, 1955, p. 248—249.

[21] * * * *Etanşeitatea pieselor turnate din bronz*. 85—5—5—5, Trans. Amer. Foundrymen's Soc., 1956, p. 339—343.

[22] * * * *Consideraţiuni practice asupra etanşării pieselor turnate*. Taschenbuch der Giesserei — praxis, 1961, p. 319—331.

[23] Demulth-Wilfried. *Mijloace pentru etanşarea în special a pieselor turnate poroase*. Propunere de invenţie. Dosar O.S.I., nr. 47806, R.D.G., 1964.

EXTRASE

Influenţa staniului asupra structurii şi proprietăţilor fontelor cenuşii

Timp îndelungat turnătorii au evitat introducerea staniului în fonte, deoarece considerau că are efecte negative asupra proprietăţilor acestora. Experienţa ultimilor ani a arătat însă avantajele fontelor cu staniu atunci cînd acestea sînt întrebuinţate în mod judicios. Calităţile necorespunzătoare de fonte ce s-au obţinut uneori prin tratare cu staniu se datoresc impurităţilor de plumb din staniu şi nicidecum acestuia din urmă [7].

În schimb, folosirea staniului în fonte prezintă o serie întreagă de avantaje, rezultate din cercetările experimentale şi confirmate de practică.

Tratarea fontei cu staniu. După cum indică J. B. Long şi D. A. Robbins în [1], cea mai potrivită metodă pentru obţinerea fontelor cu staniu este adăugarea acestuia sub formă de granule în oala de turnare înaintea umplerii cu fontă lichidă. Gradul de asimilare a staniului este de circa 90% [3].

Influenţa staniului asupra microstructurii. Cercetările experimentale au dovedit că atunci cînd după compoziţie şi condiţii de solidificare fonta ar trebui să conţină ferită liberă, introducerea unei mici cantităţi de staniu face ca masa metalică de bază să devină în întregime perlitică.

Astfel, la o fontă cu compoziţia : 3,7% C ; 2,4% Si ; 0,6% Mn ; 0,13% P, ferita dispare complet o dată cu prezenţa a 0,06% Sn în fontă. Cantităţi mai mari de staniu nu aduc schimbări însemnate în microstructură [2].

Influenţa staniului asupra grafitului este mult mai puţin însemnată, remarcîndu-se numai o uşoară subţiere a lamelor de grafit.

Absolut analogă este influenţa în cazul fontelor cu grafit nodular.

Studiile efectuate de Gilbert [4] au demonstrat că influenţa staniului este cu atît mai puternică, cu cît cantitatea de fosfor din fontă este mai scăzută. Au fost folosite patru fonte avînd aproximativ aceeaşi compoziţie, exceptînd conţinutul de fosfor. Cele patru fonte au avut compoziţia chimică cuprinsă în limitele : 3,14—3,3% C ; 2,05—2,23% Si ; 0,39—0,45% Mn şi 0,057—0,063% S, iar conţinuturile de fosfor în fonte au fost de 0,015%; 0,2%; 0,4% şi 0,58%. Microstructurile tuturor probelor au fost rezumate de Gilbert într-un tabel, pe baza căruia s-a alcătuit diagrama din figura 1. Din această diagramă rezultă că procentul de staniu necesar pentru eliminarea completă a feritei, într-o secţiune constantă, creşte cu mărirea conţinutului de fosfor. Excepţie fac epruvetele cu diametrele de 22,1 şi 15,25 mm, la care, aşa cum rezultă din diagramă, influenţa adaosului de staniu este mult micşorată în raport cu influenţa vitezei mari de răcire, care domină procesul de cristalizare.

O caracteristică a fontelor perlitice, atît a celor cu grafit lamelar, cît şi a celor cu grafit nodular, este faptul că la temperaturi ridicate perlita se descompune. După cum rezultă din [1], Gilbert a studiat fonte cu grafit lamelar cu 0,06% Sn şi fonte cu grafit nodular cu 0,085% Sn. Probele au fost ţinute la o temperatură de 500°C, timp de 64 de săptămîni. S-a constatat că la fontele cu grafit nodular, staniul are un efect pronunţat de stabilizare a perlitei (fig. 2) La fontele cu grafit lamelar, efectul de stabilizare a fost mic.

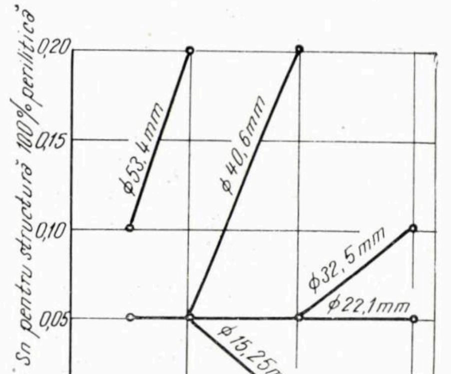


Fig. 1

Totuşi, cercetări franceze recente, făcute pe o fontă cu grafit lamelar de compoziţie : 3,3% C, 1,8% Si ; 0,8% Mn ; 0,08% P, au arătat că prezenţa a 0,12% Sn produce o reducere importantă a creşterii fontei la 500°C.

Alte experienţe s-au făcut cu fonte cu grafit lamelar şi nodular, avînd compoziţiile relativ asemănătoare pentru fiecare tip de fontă, dar la care s-a variat conţinutul de siliciu.

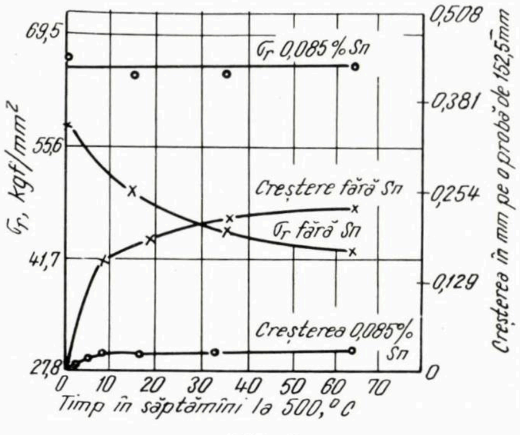
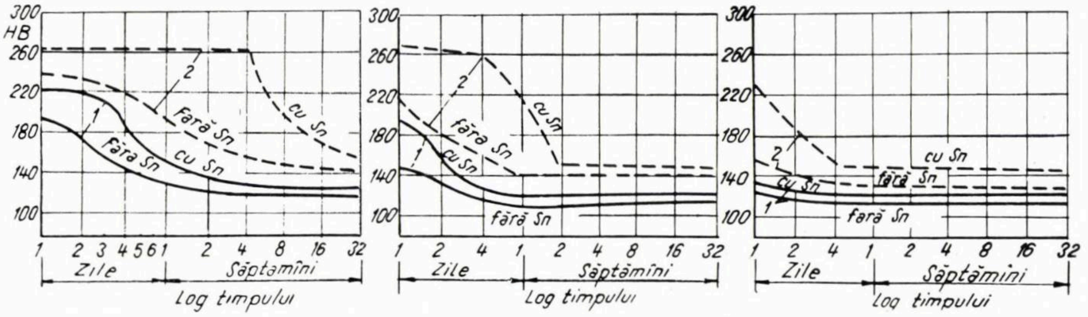


Fig. 2

Rezultatele experimentale au fost date în figura 3 (a — 550°C ; b — 600°C ; c — 650°C) numai pentru aliajele cu 2,0 % Si, deoarece s-a văzut că rezultatele nu variază semnificativ faţă de cantitatea de siliciu. După cum rezultă din figuri, duritatea fontelor cu staniu începe să scadă mai tîrziu decît cea a fontelor fără staniu, duritatea fontelor cu staniu rămînînd ceva mai mare în final.



a) b) c)

Fig. 3

Examinarea metalografică a probelor după tratament justifică scăderea durităţii prin trecerea de la structura perlitică la structura feritică. Această trecere are loc îndeosebi în cazul fontelor cu staniu după menţinerea la temperatură, în care timp duritatea rămîne constantă, iar creşterea fontei este destul de redusă.

Toate acestea arată, în mod clar, influenţa puternică pe care o exercită staniul asupra stabilizării perlitei.

Influenţa staniului asupra macrostructurii. După cum arată Gilbert [4], grafitul interdendritic este asociat cu celule eutectice mari. Dacă dimensiunile celulei sînt micşorate, se produc lamele normale de grafit.

În general, inocularea în oală va elimina grafitul interdendritic, deoarece într-o secţiune dată, procesul micşorează dimensiunile celulelor eutectice şi, deci, măreşte numărul lor.

Pentru aprecierea numărului de celule eutectice, Gilbert a întocmit o tabelă din care rezultă că staniul are un efect puternic de mărire a numărului de celule eutectice.

Totuşi, alte probe nu au arătat că staniul ar duce la mărirea numărului de celule eutectice într-o serie de fonte cu fosfor redus. De aceea, rezultatele din tabelă nu trebuie considerate ca avînd aplicaţie generală.

Influenţa staniului asupra proprietăţilor mecanice. Atît la fontele hipoeutectice, cît şi la cele hipereutectice cu grafit lamelar, rezistenţa la tracţiune şi duritatea cresc cu îndepărtarea feritei libere, cauzată de adaosul de staniu [1]. Adaosuri de staniu peste cantitatea necesară perlitizării complete provoacă o creştere a proprietăţilor mecanice extrem de redusă (aproape nulă). Aceasta arată clar că efectul adăugării staniului se manifestă prin structura produsă şi nu prin durificarea soluţiei solide.

Studiul influenţei staniului asupra fontelor cu grafit nodular arată că, o dată cu creşterea procentului de staniu, creşte rezistenţa de rupere la tracţiune, dar scade plasticitatea. Reducerea plasticităţii este evident un efect al schimbării structurale, avînd în vedere faptul că, din momentul eliminării feritei libere, adăugarea de staniu are efect redus asupra plasticităţii.

În figura 4 a fost prezentată variaţia proprietăţilor mecanice ale unei fonte cu grafit nodular, cu compoziţia chimică : 3,8 % C ; 2,0 % Si ; 0,3 % Mn ; 0,03 % P, în funcţie de procentul de staniu existent în fontă după [8]. Această fontă fără staniu avea în structură 20 % ferită. La un conţinut de 0,03 % Sn structura a devenit complet perlitică.

Staniul influenţează şi asupra rezilienţei fontelor. Astfel, într-o fontă netratată termic, staniul ridică temperatura la care la aceeaşi probă apare trecerea de la ruperea tenace la ruperea fragilă, adică aşa-numita temperatură de trecere.

Dacă temperatura de trecere este mult sub temperatura mediului, adaosul de cantităţi mici de staniu nu este important, în timp ce atunci cînd temperatura de trecere este foarte ridicată, adaosul de cantităţi mici de staniu micşorează rezilienţa.

Cu creşterea conţinutului de siliciu al fontei se ridică temperatura de trecere. Deci, adaosurile de staniu la o fontă cu siliciu ridicat provoacă o fragilitate nedorită, în timp ce la o fontă cu siliciu relativ scăzut se pot adăuga cantităţi ridicate de staniu, fără ca să apară o scădere apreciabilă a rezilienţei la temperatura camerei.

Încercările efectuate de Davis, Krause şi Lownie [3] pe epruvete prelucrate, de 22, 28 şi 38 mm, au dus la concluzia că rezilienţa rămîne practic aceeaşi pentru un adaos de staniu limitat la 0,1 %. Staniul nu produce fragilitate decît atunci cînd adaosul depăşeşte cantitatea necesară pentru producerea structurii uniforme perlitice.

Influenţa staniului asupra temperaturii de trecere a fost prezentată în figurile 5 şi 6 [2] pentru fonte cu grafit nodular cu diverse conţinuturi de siliciu, în stare brută de turnare şi tratate termic. La fontele cu 1,9 şi 1,4 % Si, tratate termic, se observă o tendinţă de scădere a temperaturii de trecere la un conţinut de 0,05 % Sn. La conţinuturi crescînde de staniu tendinţa de ridicare a temperaturii de trecere este mai redusă decît în cazul fontelor netratate termic.

Influenţînd temperatura de trecere, staniul şi siliciul influenţează implicit şi rezistenţa la rupere, ceea ce poate fi urmărit pe figurile 7 şi 8 [2]. Pe figura 7 se observă că la 1,9 şi 2,5 % Si, rezistenţa scade brusc la adăugarea staniului. Aceasta, deoarece probele se găsesc în condiţii de rupere fragilă (pentru starea brută de turnare). După normalizare se observă însă o oarecare creştere a rezistenţei la rupere la adăugarea staniului (0,05 %) chiar şi pentru fontele cu 1,9 şi 2,5 % Si, în timp ce pentru fonte cu 1,4 % Si, rezistenţa creşte destul de mult, pînă la adaosuri de 0,2 % Sn.

Aşadar, influenţa staniului în fontele nodulare este mult îmbunătăţită în cazul că fontele tratate cu staniu sînt supuse normalizării.

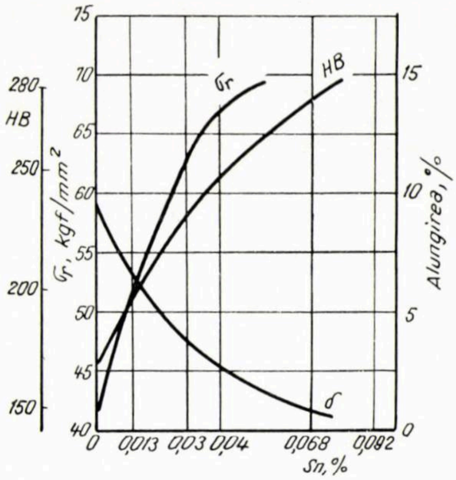


Fig. 4

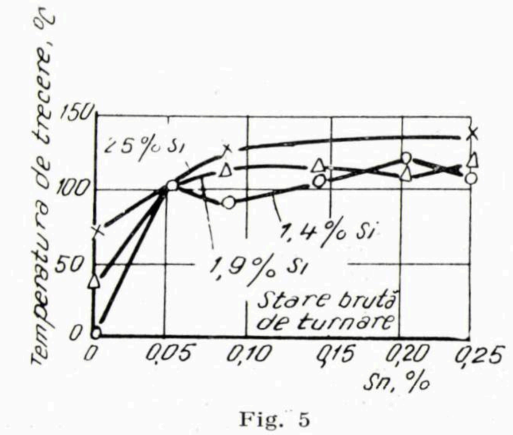


Fig. 5

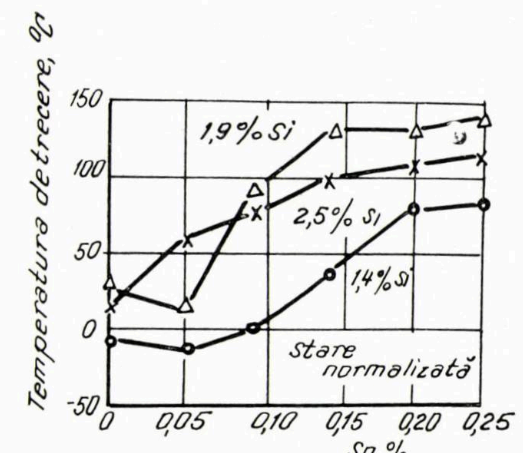


Fig. 6

După Benedic [6], la fontele hipereutectice se pot folosi cantităţi de staniu în fontă variind între 0,25—0,5%. Duritatea şi rezistenţa la uzură cresc, dar rezistenţa la rupere scade. Adaosul de 0,5% Sn este echivalent, cu o aliere cu 1,2% Ni şi 0,35% Cr.

Cercetările făcute de Cease Institute of Tehnology-Cleveland [10] asupra fontelor hipoeutectice utilizate la turnarea blocului motor au arătat că un adaos de 0,08% Sn măreşte rezistenţa cu circa 25% şi în acelaşi timp îmbunătăţeşte uzinabilitatea.

Mecanismul influenţei staniului în fonte. După cum rezultă din cercetările lui De Sy, T. Vidts şi Van Eeghem [9], solubilitatea staniului în fierul γ este superioară solubilităţii sale în fierul α. Aşadar, ferita rezultată din transformarea austenitei este mai puţin bogată în staniu decît austenita din care a provenit. Ca urmare, staniul se acumulează în austenită în vecinătatea interfeţei austenită-ferită (fig. 9). Datorită acestei acumulări de staniu activitatea fierului la suprafaţa austenitei scade şi , ca urmare, trebuie să scadă şi viteza de formare a feritei. În plus este posibil ca acumularea de atomi de staniu să încetinească difuziunea carbonului din austenită spre ferită.

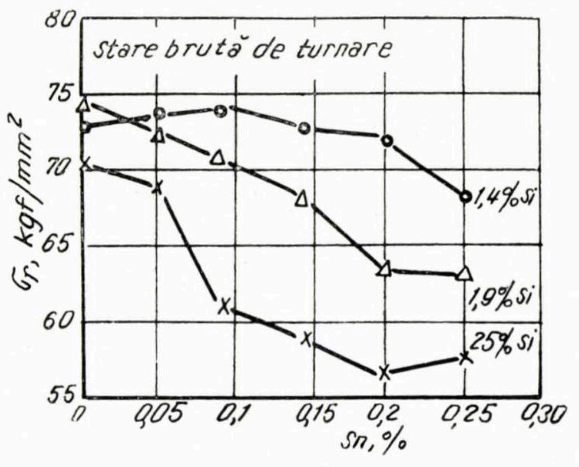


Fig. 7

Toate aceste considerente sînt valabile pentru cazul feritizării directe (austenită-ferită).

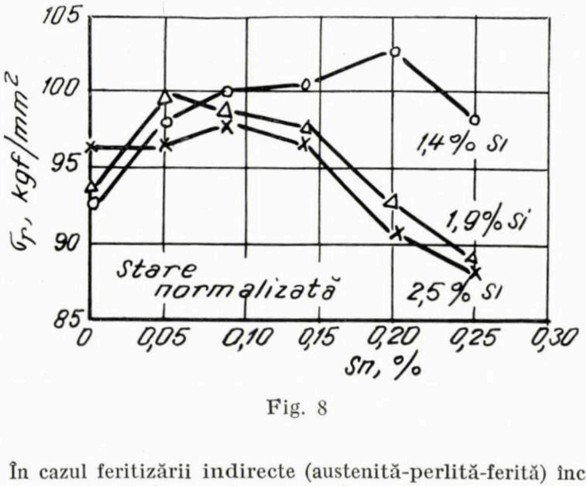


Fig. 8

În cazul feritizării indirecte (austenită-perlită-ferită) încetinirea cauzată de staniu este mult mai puţin importantă, deoarece suprafaţa interfeţei totale cementită-ferită este mult mai mare decît cea a interfeţei austenită-ferită.

Este posibil ca în cazul feritizării indirecte, încetinirea să se datoreze mai degrabă acumulării staniului la suprafaţa grafitului, acumulare rezultînd din difuzia prea lentă a staniului în ferită. Ca urmare, este frînată creşterea cristalului de grafit, deci grafitizarea şi implicit feritizarea. Acest fenomen ar putea interveni şi la solidificare.

Utilizarea fontelor cu staniu. Fontele cu staniu sînt recomandate la turnarea blocurilor cilindri [5] şi [7]. Duritatea, prin adăugare de staniu, a ajuns, la aceste piese, la 220 HB, în timp ce la aceleaşi piese, chiar cu crom, duritatea era mai mică. Pentru blocurile de motor se recomandă 0,2—0,35% Cr şi 0,04—0,08% Sn.

În plus, prin faptul că măreşte rezistenţa la uzură staniul este recomandat la obţinerea pieselor din fontă supuse frecărilor [7]. Astfel, în S.U.A., 33 de turnătorii toarnă în mod regulat fonte cu staniu, în acest scop.

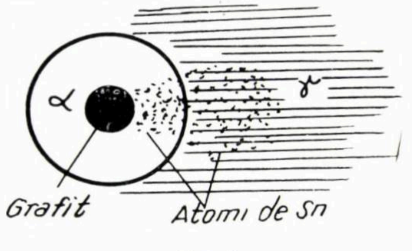


Fig. 9

Se recomandă ca în turnătorii să se folosească numai staniu pur şi nu şi secundar, deoarece acesta din urmă conţine, în general, şi cantităţi mici de cadmiu şi siliciu care măresc fragilitatea fontei.

Concluzii

Deşi unele date din literatură sînt contradictorii, se poate spune că:

— Un adaos de 0,05—0,01% Sn transformă fontele perlito-feritice în fonte perlitice. Cantităţi mai mari de staniu nu duc la apariţia cementitei libere.

— Staniul micşorează separările de grafit, dar în mică măsură, şi nu influenţează asupra repartiţiei lor.

— Efectul staniului este cu atît mai puternic, cu cît cantitatea de fosfor din fontă este mai redusă.

— Staniul are un efect puternic de stabilizare a perlitei la temperaturi ridicate.

— Cu creşterea cantităţii de staniu, creşte rezistenţa de rupere la tracţiune şi duritatea, dar scade alungirea fontelor cu grafit nodular.

— Pentru tratarea cu staniu sînt de preferat fonte cu siliciu scăzut, deoarece la fontele cu siliciu ridicat staniul provoacă fragilitate.

— Staniul măreşte prelucrabilitatea datorită uniformizării durităţii.

— Staniul măreşte rezistenţa la uzură.

BIBLIOGRAFIE

[1] Long J. B. şi Robbins D. A. *Control of structure and properties of cast iron by the addition of tin.* Modern Castings, iunie 1963, vol. 43, nr. 6, p. 275.

[2] Hoare W. E. şi Robbins D. A. *Eigenschaften und Verwendungsgebiete von mit Zinn legierten Gusseisen.* Giesserei, august 1962, caietul 17, p. 542.

[3] Davis, Krause şi Lownie. *L'Étain, élément d'alliage de la fonte grise.* Fonderie, 154, noiembrie 1958, p. 544.

[4] Gilbert G. N. *Effect of Tin on the structure and properties of gray cast irons conteining up to 0,6 per cent phosphorus.* B.C.I.R.A., mai. 1964, p. 298.

[5] Long J. *Tin addition boost gray iron strenght.* SAE Journal, 4, 1964

[6] Benedic. *Über die wirkung von Zinn in Gusseisen.* Tehnische Rundschau, nr. 13, 1964.

[7] *A la Chrysler corporation : une longue pratique des addition d'Étain dans la fonte.* La Fonderie Belge, nr. 12, 1964.

[8] De Sy A. şi Foulon J. *La suppression systematique de la ferrite de formation eutectoide.* Mémoire présenté au Congrés International de Florence, 1964.

[9] De Sy A., Vidts J. şi Van Eeghem J. *Le mécanisme de la ferritisation de la fonte grise et l'étude de son relentissement par les éléments Sn et Cu.* Mémoire d'échange de l'ATFB au Congrés International de Fonderie de Florence.

[10] Plénard E. *La recherche en fonderie aux Etats—Unis.* Fonderie, nr. 224, 1964.

Ing. *D. M. Ştefănescu*
I.C.T.C.M.

Îmbunătăţirea încălzirii bateriei de cocs prin inversarea, la intervale scurte, a ciclului de încălzire. Price J. G. şi Palombo P. Blast Furnace and Steel Plant, nr. 11, nov. 1965, p. 1036—1038.

O metodă de mărire a productivităţii cuptoarelor de cocsificare este ridicarea temperaturii în canalele verticale de încălzire, prin mărirea debitului de combustibil ; prin aceasta însă temperatura maximă în canale se ridică peste limita admisibilă şi poate provoca uzura prematură a zidăriei refractare.

La două baterii ale unei cocserii din S.U.A. au fost efectuate încercări pentru ridicarea temperaturii medii în canalele verticale, prin scurtarea ciclului de încălzire, în acest fel nedepăşindu-se temperatura admisibilă. La construcţia celor două baterii, s-au folosit două tipuri diferite de cărămizi refractare.

În cursul experienţelor au fost măsurate temperaturile în cîte o cameră de cocsificare, la fiecare baterie, cu ajutorul unor termocupluri de cromel-alumel, plasate în teci de oţel inoxidabil, cu diametrul de 12 mm. Cele două termocupluri plasate lîngă pereţii camerei, precum şi cel plasat în spaţiul liber deasupra încărcăturii de cărbuni, au arătat că încălzirea pereţilor s-a făcut treptat, fără să se resimtă variaţiile de temperatură din canalele de încălzire.

În funcţionarea obişnuită a cuptoarelor, durata ciclului de încălzire este de 30 min, interval în care temperatura în canalele verticale variază între 1 310 şi 1 460°C, adică cu 150°C. Lucrînd cu cicluri cu durată de numai 10 min, temperatura în canale variază între 1 460 şi 1 380°C, realizîndu-se prin aceasta o creştere a temperaturii medii de la 1 350 la 1 400°C, adică cu 50°C.

Încercările au arătat că scurtarea ciclului de încălzire la 10 min are eficienţă numai în cazul în care la construcţia camerelor sînt folosite cărămizi cu densitate ridicată. În acest caz, termocuplurile plasate în camere, lîngă pereţi, au indicat o temperatură maximă de 1 050°C, cu 45°C mai ridicată decît în cazul ciclului de 30 min. Se apreciază că lucrînd cu cicluri de 10 min se poate realiza o creştere a productivităţii cuptoarelor de cocsificare cu circa 5%.

În legătură cu aceasta, prezintă interes un nou material refractar, cu densitate pînă la 2 000 kg/m³ şi cu conductibilitate termică ridicată, care ar putea să permită creşteri mai însemnate ale productivităţii cuptoarelor. În prezent sînt în curs primele încercări cu acest nou material refractar.

Studiul funcţionării furnalului în cazul insuflării gazului de cocs în creuzet. Jerebin B. N., Dembovetki V. P., Kudoiarov M. S. şi Mişin P. P. Stal, nr. 4,1965, p. 293—298.

La Combinatul metalurgic din Kuzneţk primele încercări de insuflare a gazului de cocs în creuzetul furnalului au fost efectuate în anii 1957—1958. În urma insuflării a 4 100—5 200 m³ gaz de cocs pe oră, consumul specific de cocs a scăzut cu 5,2—7,6%.

O nouă serie de încercări a fost iniţiată recent la această uzină. Pentru introducerea gazului de cocs în furnal s-a folosit un compresor în două trepte, cu un debit de 13 500 m³/h, transformat în compresor cu o singură treaptă, fără răcitoare intermediare.

În acest fel, temperatura gazului comprimat a fost de 120—140°C, iar presiunea maximă — 4 kgf/cm². Pentru transportul gazului la furnal s-a folosit o conductă cu diametrul de 300 mm şi lungimea de circa 150 m. Gazul s-a introdus în creuzet prin ţevi montate în gurile de suflare a aerului. Creuzetul furnalului la care s-au efectuat experienţele a avut diametrul de 8,09 m. Încărcătura a constat din circa 80% aglomerat şi 20% minereu brut.

În perioada în care au fost efectuate încercările, încărcarea s-a făcut după schema cocs-minereu-cocs-minereu-cocs, iar nivelul încărcăturii a fost menţinut la distanţa de 1,8—2,0 m de la muchia conului mare.

Gazul de cocs folosit pentru încercări a avut compoziţia (% de volum) arătată în tabela 1.

În perioada încercărilor, productivitatea furnalului nu a suferit schimbări, dar consumul specific de cocs a scăzut cu 17 kg/t fontă, adică cu 2,75%. Totodată s-a constatat şi o scădere a conţinutului de sulf în fontă. Încercările au fost întrerupte pentru o perioadă de timp şi apoi reluate în acelaşi

Tabela 1

CO_2	O_2	CO	H_2	CH_4	C_nHm	N_2
2,1— —2,3	0,35—0,7	7,3— —7,65	58,4—59,5	29,6—25,2	2,3— —2,4	3,5

mod. Ca și în perioada anterioară, s-a constatat că introducerea gazului de cocs determină un mers mai uniform al furnalului. În plus, s-a înregistrat și o creștere de 2,6 % a productivității furnalului.

Încercările au fost continuate ulterior în alte două etape. Productivitatea a crescut în aceste etape cu 3 și respectiv 4,0 %, iar consumul de cocs a scăzut cu 7,4—9,6 %. Consumul maxim de gaz de cocs a fost de 8 000—9 200 m³/h.

Datorită reducerii consumului specific de cocs, care introduce în fontă cea mai mare parte a sulfului, s-a putut reduce bazicitatea zgurei (CaO/SiO_2) de la 1,065 la 1,05, fără a se înregistra vreo creștere a conținutului de sulf în fontă.

După o reparație a furnalului au mai fost efectuate încă două serii de încercări. Constatările au fost în general aceleași ca și în perioadele anterioare. Starea furnalului s-a înrăutățit însă simțitor. Consumul maxim de gaz de cocs a fost de 8 000—9 000 m³/h. Treptat, consumul de gaz de cocs a fost însă redus, datorită obturării gurilor de suflare.

În general, pe baza datelor ce s-au obținut se poate afirma că pe măsură ce cantitatea de gaz de cocs introdus în furnal crește, productivitatea furnalului crește și ea, iar consumul specific de cocs scade (fig. 1 : *P*—Influența cantității de gaz de cocs introdus în furnal asupra productivității ; *CC*—asupra consumului de cocs uscat). Temperatura teoretică de ardere lîngă gurile de suflare a aerului, T_a, în funcție de cantitatea de gaz de cocs, s-a calculat cu formula :

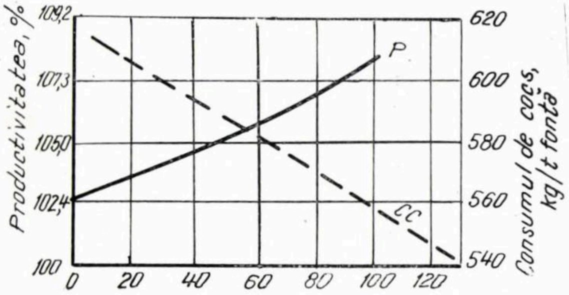


Fig. 1

$$T_a = \frac{Q + q + q_a + q_c}{\Sigma\, V_g\, C_g}, \ ^\circ C,$$

unde :

Q reprezintă căldura degajată la arderea a 1 kg carbon ;
q — căldura globală de transformare a gazului și a vaporilor de apă ;
q_a — căldura adusă de aer la 1 kg de carbon care arde lîngă gurile de aer ;
q_c — conținutul caloric al 1 kg carbon, care arde lîngă gurile de aer ;
V_g și C_g — volumul și căldura specifică a gazelor arse.

Calculele după formula de mai sus au arătat că temperatura teoretică de ardere scade pe măsură ce crește consumul de gaz de cocs. Aceasta determină o scădere a temperaturii pe tot ansamblul furnalului.

Datorită creșterii ponderii reducerii indirecte, în urma introducerii gazului de cocs în furnal, scade cantitatea de carbon consumat pentru reducerea directă, ceea ce se reflectă favorabil asupra bilanțului termic al furnalului și, respectiv, asupra consumului de cocs.

Intensificarea arderii în stratul de minereu pe banda de aglomerare și înlocuirea parțială a combustibilului solid cu gaze. Kissin D. A. Metallurg, nr. 3, mart. 1965, p. 3—5.

În U.R.S.S. s-au efectuat recent noi cercetări pentru îmbunătățirea procesului de aglomerare a minereurilor pe bandă. O serie de măsurări efectuate au arătat că încălzirea minereului la diferite nivele ale stratului este inegală : datorită temperaturii scăzute a aerului de combustie aspirat ; la partea superioară temperatura nu depășește 1 100—1 200°C ci, dimpotrivă, ca urmare a încălzirii aerului la trecerea prin stratul cald, în partea inferioară temperatura se ridică excesiv (pînă la 1 500°C). În consecință, o parte din aglomeratul produs are o rezistență nesatisfăcătoare, iar altă parte are o reactivitate redusă.

Uniformizarea temperaturii pe înălțimea stratului s-ar putea realiza prin încărcarea separată a două straturi cu proporții diferite de combustibil, însă această tehnologie, necesitînd modificări însemnate în fluxul de încărcare a benzii, nu poate fi aplicată la instalațiile de aglomerare existente.

O altă soluție care ar permite realizarea unei temperaturi egale este încălzirea combinată a stratului : cu cocs mărunt în tot cuprinsul stratului (într-o proporție mai mică decît cea obișnuită) și cu gaz la suprafață.

La uzina Zaporojstal s-au efectuat, folosind o instalație de laborator, încercări de reducere a proporției de cocs mărunt din stratul de minereu supus aglomerării, compensîndu-se căldura prin prelungirea duratei de ardere a gazului de cocs deasupra stratului. Rezultatele obținute sînt arătate în tabela 1,

Tabela 1

Cantitatea de cocs mărunt înlocuită cu gaze, %	Durata arderii gazelor, min—s	Productivitatea instalației, %	Conținutul de FeO în aglomerat, %	Reductibilitatea aglomeratului, %	Mărunțirea la tobă, %
0	0—45	100,0	9,52	36,0	28,6
10	1—30	104,2	8,22	37,1	27,9
20	2—15	100,0	8,81	38,8	28,0
30	3—00	98,3	7,78	38,1	28,8
40	3—45	89,8	6,62	41,0	33,5

Din datele de mai sus rezultă că, înlocuind pînă la 20 % din cocsul mărunt cu gaze, productivitatea aglomeratului nu scade, iar rezistența aglomeratului crește într-o oarecare măsură. Reducerea în proporție de 30 % a cocsului, compensată cu o mărire corespunzătoare a consumului de gaze, are ca urmare o reducere neînsemnată a productivității instalației și a rezistenței aglomeratului. La o înlocuire în proporție de 40 % a cocsului, calitatea aglomeratului se înrăutățește apreciabil.

Pentru aplicarea pe scară industrială a noului procedeu la patru benzi de aglomerare au fost înlocuite cuptoarele de aprindere obișnuite (cu o lungime de 1,25 m) cu cuptoare mai lungi (de 3,5 m), încălzirea suprafeței stratului efectuîndu-se cu arzătoare tubulare. Prin apropierea flăcării de suprafața stratului, zona temperaturii maxime a coborît de la boltă la nivelul stratului, fiind posibil să se renunțe la răcirea cu apă a noului cuptor.

Încercările efectuate au arătat că, prin intensificarea arderii gazelor pînă la 10 800 kcal/m² se obține o temperatură la suprafața stratului de 1 230—1 250°C și o îmbunătățire însemnată a calității aglomeratului. Proporția de aglomerat recirculat se reduce de la 26—27 la 23—24 %, reductibilitatea aglomeratului se mărește de la 39 la 41 %, productivitatea benzii crește cu 2,5 % și consumul de cocs mărunt se reduce de la 76,6 la 72,4 kg/t, adică cu 5,5 %. Economia anuală se ridică la 213 000 rb.

Pentru încălzirea și mai intensă a suprafeței stratului, au fost introduse, la aceste benzi de aglomerare, arzătoare suplimentare pe o lungime de 6 m. Consumul de gaze a fost de

600 m^3/h, la cuptorul principal, şi de 184 m^3, la arzătoarele suplimentare, aportul de căldură fiind de 12 200 kcal/m^2. Prin aceasta a fost posibil să se reducă consumul specific de cocs mărunt la 66 kg/t, adică cu 7,8 %. În comparaţie cu aglomeratoarele cu cuptor de aprindere obişnuit, consumul de cocs mărunt se reduce cu 14%, iar productivitatea benzii creşte cu 2,5—3%.

Despre construcţia gurilor de aer ale furnalelor. Raghin E. I. Metallurg, nr. 9, 1965, p. 12—13.

Durabilitatea gurilor de aer reprezintă în prezent una din cauzele staţionărilor furnalelor. Înlocuirea unei guri de aer necesită oprirea furnalului pentru 15—30 min. În acest timp se pierd 30—50 t de fontă, în plus schimbarea gurii de aer este o operaţiune grea şi costul gurii de aer este destul de ridicat.

Durabilitatea gurilor de aer depinde de o serie de factori, ca : mersul furnalului, materialul din care este confecţionată gura de aer, calitatea apei folosite pentru răcire şi viteza cu care aceasta circulă. Gura de aer trebuie astfel construită, încît durabilitatea ei să nu depindă de mersul furnalului.

Cauza principală a deteriorării gurii de aer este fonta lichidă, care în contact cu pereţii de cupru ai gurii de aer, are un efect distructiv asupra acesteia din urmă. Apa de răcire a gurii de aer trebuie să conţină o cantitate minimă de particule în suspensie, deoarece acestea se depun în partea inferioară şi împiedică transmisia de căldură de la peretele gurii de aer la apa de răcire şi deci favorizează deteriorarea gurii de aer.

Un factor important care influenţează asupra durabilităţii gurii de aer este viteza apei de răcire în apropierea pereţilor. În mod normal, această viteză este de 0,5—1 m/s. Cînd însă fonta lichidă ajunge în contact cu gura de aer are loc un şoc termic în urma căruia gura de aer se deteriorează.

S-a constatat că la o viteză a apei de răcire egală cu 7 m/s, un tub de cupru introdus în fontă lichidă şi menţinut de cinci ori cîte 35—45 min a rezistat fără a se deteriora. De aici s-a tras concluzia că pentru a se mări durabilitatea gurilor de aer este necesar să se mărească viteza de circulaţie a apei în interiorul lor.

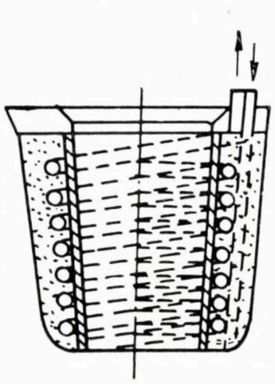


Fig. 1

La uzina Zaporojstal au fost experimentate mai multe tipuri de guri de aer. Cele mai bune rezultate au fost obţinute cu o gură de aer compusă dintr-un corp tronconic de cupru pe care se înfăşură o serpentină din ţeavă de cupru cu diametrul de 32 mm şi peretele de 6 mm grosime (fig. 1). Fiecare spiră este sudată de corpul tronconic şi serpentina este acoperită în întregime cu aluminiu, pentru a se obţine configuraţia necesară. Apa de răcire are presiunea de 5 ats şi circulă cu viteza de 8,3 m/s, la un debit de 9 m^3/h. Greutatea gurii de aer este de 73 kg. O gură de aer de construcţie similară a rezistat 126 zile, ceea ce înseamnă că cea descrisă mai sus, care este mai perfecţionată, va avea o durabilitate corespunzătoare.

Comanda de la distanţă a dopurilor la oalele de turnare. Technical Digest, nr. 5, 1965.

Un colectiv de la uzina Vitkovice din Ostrava (R. S. Cehoslovacia) a pus la punct un dispozitiv simplu, bazat pe un sistem electrohidraulic, pentru mînuirea de la distanţă a dopurilor la oalele de turnare. Dispozitivul constă din aparatul hidraulic propriu-zis, dintr-un furtun de presiune, un cilindru hidraulic portabil şi un întrerupător.

Aparatul hidraulic este format dintr-o cutie de oţel în care se află un mic bazin de ulei, cu o capacitate de 60 l, care serveşte şi ca bază pentru montarea celorlalte părţi componente. El poate fi portabil, fixat sau chiar suspendat pe o macara. Bazinul de ulei din interior are fundul înclinat, astfel că toate ingredientele uleiului cad spre un orificiu de evacuare, prevăzut cu un dop. Cealaltă parte a cutiei de oţel conţine un mic transformator care schimbă curentul alternativ de 500 V în curent continuu de 12 V pentru circuitul electromagnetic. Deasupra cutii se află un electromotor de 4 kW şi o pompă cu o capacitate de lucru de 20 l/min la presiune maximă de 50 at.

Uleiul trece printr-un filtru într-un distribuitor acţionat electromagnetic, care îl dirijează spre unul din cele trei circuite pentru poziţia neutră, poziţia de ridicare sau poziţia de închidere.

Cilindrul hidraulic are un piston cu dublă acţiune ; la înapoiere, uleiul curge înapoi în bazin, cu ajutorul distribuitorului. Ambele circuite de presiune sînt prevăzute cu supape de siguranţă de derivaţie, precum şi cu un dispozitiv de presiune.

Gura cilindrului are o lărgime de 80 mm, iar lungimea lui permite o cursă maximă de 250 mm ; cursa de lucru necesară este de numai 150 mm. Cilindrul cîntăreşte 12,5 kg şi poate fi montat repede şi simplu ; unul din capete este fixat pe un suport iar tija pe un fel de menghină.

Mecanismul de funcţionare este dirijat cu ajutorul a două comutatoare, unul pentru poziţia „închis”, celălalt pentru poziţia „deschis”. Dopurile se mişcă numai cînd unul din comutatoare este apăsat. Îndată ce acesta se decuplează, dopul se opreşte în poziţia în care se află în acel moment. Oala nu are oscilaţie din cauza mişcării de tangaj a lichidului sau a sarcinii directe a dispozitivului de descărcare. Dacă lucrătorul nu ar reuşi să decupleze un comutator cînd cilindrul ar ajunge la capătul cursei, supapa de siguranţă va regla automat presiunea în exces.

O altă caracteristică a acestui aparat este faptul că permite schimbarea turnării metalului dintr-un loc inconvenabil, într-un altul mai potrivit la platforma de turnare. De asemenea, un singur aparat poate acţiona două dopuri.

Instalaţia a fost experimentată cu succes la o oală de 200 t.

Dopurile existente la dispozitivele cu oprire manuală se pot adapta cu uşurinţă la noul aparat automatizat.

Folosirea raţională a fierului vechi pentru reducerea conţinutului de elemente însoţitoare în oţel. Kurahtanov D. D., Hairutdinov R. M. şi Pozneakov M. V. Stal, nr. 7, 1965, p. 616—617.

În prezent, cea mai mare parte a oţelurilor electrice se elaborează din deşeuri. Cu toate acestea calitatea deşeurilor continuă să fie nesatisfăcătoare atît sub aspectul greutăţii volumetrice şi a dimensiunilor, cît şi mai ales sub aspectul compoziţiei chimice. Acest din urmă neajuns reprezintă rezultatul amestecării fierului vechi aliat cu fierul vechi nealiat. Acesta determină o pierdere însemnată de elemente de aliere prin trecerea lor în zgură la elaborarea oţelului nealiat sau rămînerea în oţel ca elemente însoţitoare. Această situaţie creează dificultăţi la elaborarea unor oţeluri speciale, cum ar fi, spre exemplu, oţelul pentru tablă de transformatoare. Astfel, un conţinut prea ridicat de crom în oţel la topire duce la schimbarea destinaţiei oţelului, care nu mai poate fi folosit pentru tabla de transformatoare. Asemenea cazuri creează perturbări în îndeplinirea planului de producţie. Pentru a se asigura totuşi conţinutul minim de crom admis de normele interne (0,05%) este necesar să se mărească consumul de minereu de fier în încărcătură şi să se prelungească suflarea oxigenului în baie. În acest fel se ajunge la o supraoxidare a băii şi la o micşorare a productivităţii cuptoarelor. Creşterea conţinutului de crom în încărcătură a constituit o cauză a înrăutăţirii calităţii tablei de transformator la mai multe uzine din U.R.S.S. (din Celeabinsk, din Magnitogorsk etc.).

Din prelucrarea datelor practice rezultă o strînsă legătură între compoziţia încărcăturii metalice a cuptoarelor şi conţinutul de elemente însoţitoare în oţelul elaborat. Creşterea conţinutului de elemente însoţitoare în oţel se datoreşte în mare măsură creşterii ponderii fierului vechi colectat din afară şi modificării compoziţiei chimice a acestuia. Deşeurile provenite de la uzinele constructoare de maşini (în primul rînd aşchiile) au o compoziţie chimică neomogenă şi de obicei sînt oxidate şi murdare. Deşi numeroase piese sînt confecţionate din oţel slab aliat sau chiar bogat aliat, ele se dau la fier vechi ca piese de oţel nealiat. La aceasta contribuie şi faptul că unele întreprinderi, nereuşind să colecteze o cantitate de deşeuri de anumită calitate, pentru a o putea expedia pe calea ferată, preferă să predea aceste deşeuri ca fier vechi nealiat.

În prezent, se pune tot mai mult problema utilizării raţionale a deşeurilor cu diferite acoperiri anticorosive, deoarece staniul, zincul etc. nu se determină înainte de livrarea oţelului, iar dacă conţinutul lor depăşeşte anumite limite, aceasta poate avea ca rezultat înrăutăţirea proprietăţilor mecanice ale oţelului.

Dificultăţi foarte mari se creează în urma amestecării deşeurilor de oţel aliat, deoarece la topire se constată adeseori o compoziţie chimică a oţelului, cu totul diferită de cea aşteptată, ceea ce duce la perturbări în procesul de producţie.

Este necesară şi o grupare mai raţională a deşeurilor, care să excludă posibilitatea amestecării deşeurilor cu compoziţie chimică net diferită.

Pentru a se preîntîmpina o serie de neajunsuri, este necesar să se determine compoziţia chimică a tuturor deşeurilor colectate din afară, precum şi compoziţia fontei. În acest scop trebuie amenajate suprafeţe speciale de sortare, dotate cu aparatură corespunzătoare : stiloscoape, cuptoare cu inducţie etc.

Determinarea unui model matematic pentru reglarea automată a laminoarelor.

Schultz R. G., Smith A. W. Iron and Steel Engineer, mai 1965, p. 127—133.

Maşina electronică de calcul pentru conducerea procesului tehnologic, reglarea automată şi optimizarea funcţionării unui laminor de tablă groasă primind informaţiile necesare (dimensiunile bramei, calitatea oţelului, dimensiunile dorite ale tablei), determină numărul minim de treceri pentru a produce o tablă cu dimensiuni exacte şi de calitate corespunzătoare, fără a se supraîncărca utilajul mecanic şi electric. Faţă de dimensiunile calculate ale materialului, în timpul procesului apar diferenţe din cauza neuniformităţii temperaturii şi caracteristicilor fizico-mecanice ale bramei ; pe baza informaţiilor primite după fiecare trecere, maşina electronică recalculează schema de laminare, modificînd în mod corespunzător reducerile la trecerile ulterioare.

Factorii limitativi ai reducerii grosimii sînt : momentul disponibil, forţa maximă admisă, unghiul de prindere şi forma corectă a tablei finite. La primele treceri, în general reducerea este limitată de unghiul de prindere la lăţimi mici şi de unghiul de prindere sau momentul maxim la lăţimi mari. Pentru ultimele treceri, factorul determinant este forţa maximă de laminare şi reducerea procentuală admisă pentru a se obţine un produs cu diferenţe minime de grosime pe lăţime.

Modelul matematic care stă la baza reglării automate a procesului trebuie să fie simplu, pentru a putea fi rezolvat în timpul pauzei dintre două treceri. Pentru întocmirea şi optimizarea schemei de laminare, maşina de calcul trebuie să determine, pentru fiecare trecere, forţa şi momentul de laminare, temperatura metalului şi deformarea cajei. Pe baza acestor date rezultă numărul de treceri şi grosimea teoretică după fiecare trecere. După efectuarea trecerii, în urma informaţiilor primite, privind forţa şi momentul real de laminare, maşina decide dacă diferenţele justifică recalcularea schemei de laminare şi, în caz afirmativ, reduce sau măreşte numărul trecerilor ulterioare.

Pentru a calcula forţa de laminare s-a întocmit, pe baza rezultatelor cercetărilor experimentale, o ecuaţie liniară pentru presiunea specifică :

$$\ln\ p = b_0 + b_1\ \ln\left(\frac{R}{h_1}\right) + b_2 \ln\left(\frac{\Delta h}{h_1}\right) + b_3 \ln\left(\frac{\Delta h}{h_1}\right)\ln\left(\frac{R}{h_1}\right) +$$

$$+ b_4\ \frac{T}{1\,000} + b_5\ \frac{T}{1\,000} \ln\left(\frac{\Delta h}{h_1}\right) + b_6\ \ln\left(\frac{\Delta h}{h_1}\right) \ln\left(\frac{R}{h_1}\right)^2 +$$

$$+ b_7 \left(\frac{T}{1\,000}\right)^2,$$

în care p este presiunea specifică în livre/ţol^2 ;
R — raza cilindrului de lucru, ţoli ;
h_1 — grosimea înainte de trecere, ţoli ;
Δh — reducerea grosimii, ţoli ;
T — temperatura medie, °F ;
$b_0 - b_7$ — constante.

Forţa de laminare va rezulta din relaţia :

$$F = pB \sqrt{R\Delta h},$$

în care B este lăţimea materialului.

Pentru calculul temperaturii materialului, care intervine în ecuaţia forţei de laminare, s-a dedus o formulă semiempirică, în care, pe baza rezultatelor cercetărilor practice, s-a corectat constanta de emisivitate din formula lui Ştefan-Boltzmann pentru căderea de temperatură prin radiaţie, în scopul de a lua în considerare şi efectul răcirii prin convecţie şi conductibilitate. Formula stabilită ţine cont şi de aportul de energie calorică datorat lucrului mecanic de deformare şi are expresia :

$$\Delta T = \frac{\sigma e K_x\ T^4 St - I\ V\mu\ K\ t_e}{C\rho V K_x},$$

în care : T este temperatura metalului în °R (Rankine) ;
σ — coeficientul de radiaţie, $\frac{10^{-8}\text{B tu}}{\text{h}\cdot\text{R}^4\cdot\text{pic}^2}$;
e — constanta de emisivitate ;
K_x — factor de transformare (17,58 Wat-Sec/B tu) ;
S — suprafaţa de radiaţie, pic^2 ;
t — timpul total de răcire, h ;
C — căldura specifică a tablei, $\frac{B\ \text{tu}}{\text{livre}\cdot{}^\circ\text{R}}$;
ρ — masa specifică, livre/pic^3 ;
V — volumul tablei, pic^3 ;
I — curentul absorbit de motor, A ;
V — tensiunea motorului, V ;
μ — randamentul motorului ;
K — energia unitară de deformare ;
t_l — timpul de laminare.

Momentul de laminare se calculează cu formula :

$$M = (C_0 + C_1 h_1)\, F \sqrt{R\Delta h},$$

în care C_0 şi C_1 sînt constante determinate experimental.

Deformarea cajei sub influenţa forţei de laminare se calculează pe baza unei formule empirice :

$$d = \left(d_0 + d_1 \frac{d_2 - B}{D^{d_3}}\right) F,$$

în care F este forţa de laminare, 1 000 livre ;
B — lăţimea materialului, ţoli ;
D — diametrul cilindrului de sprijin, ţoli ;
$d_0 - d_3$ — constante.

Defecte ale benzilor laminate la cald care provoacă creste în benzile laminate la rece. Gilbertson W. F. Journal of the Iron and Steel Institute, iunie 1965, p. 553–561.

Unul din defectele frecvente ale benzilor și tablelor laminate la rece reprezintă formarea unor creste în lungul benzii, care apar în special la grosimi mici (0,18–0,5 mm), avînd lățime de 40–110 mm, înălțime variabilă și o lungime limitată sau pe întreg ruloul. Aceste defecte duc la un consum mai mare de metal, iar cînd sînt mai pronunțate cauzează rebutarea întregului material.

Formarea crestelor are loc datorită alungirii mai mari la laminarea la rece a porțiunii respective față de restul materialului, în urma unui profil necorespunzător al benzii laminate la cald. Secțiunea optimă a benzii laminate la cald este convexă, regulată și simetrică, fără discontinuități sau neregularități ale suprafeței. Un contur necorespunzător al profilului se poate datora unor cauze numeroase : forma sau încălzirea necorespunzătoare a bramelor, reglarea necorespunzătoare a cilindrilor, șlefuirea neadecvată a cilindrilor de lucru sau de sprijin, defecte de suprafață ale cilindrilor de lucru sau ale rolelor de ghidare de la înfășurătoare, decapare etc.

La uzina Richard Thomas Baldwins (Anglia) au apărut în anul 1963 creste ale benzilor laminate la rece, care nu erau provocate de nici una din cauzele obișnuite. Fenomenul a fost cercetat, în mod amănunțit, pentru a determina și elimina cauza.

Benzile laminate la cald aveau un profil concav neregulat (fig. 1). Cele două ridicături din mijlocul secțiunii se polizau la linia de decapare și după laminarea la rece apăreau ca două creste, dungi șlefuite, pe întreaga lungime a benzii.

S-au analizat contururile cilindrilor de lucru de la trenul finisor și s-a observat că în special cilindrii inferiori de la cajele 1 și 2, după laminarea unei cantități de benzi, aveau un profil neregulat, cu două benzi de uzură în locurile corespunzătoare formării crestelor. S-a constatat că aceste benzi de uzură erau independente de schema de laminare și de materialul laminat. De asemenea, măsurările au arătat că distribuția temperaturii cilindrilor și duritatea cilindrilor erau independente de caracteristicile materialului laminat. Benzile de uzură au apărut la cajele finisoare 2 și 3 și aveau 300–450 mm lățime. Partea superioară a benzii prezenta în general una sau două dungi de culoare mai închisă, pe întreaga lungime a benzii, cu atît mai pronunțată, cu cît grosimea materialului era mai mare. Analiza structurii benzii a arătat că porțiunile corespunzătoare dungilor închise au grăunți mai mari (la aceeași compoziție chimică a oțelului), fiind provocate de o distribuție neuniformă a temperaturii. Porțiunile cu structura fină aveau o duritate mai mare (369–403 HV) decît restul benzii (337–354 HV), provocînd o uzură mai pronunțată a cilindrilor. Uzura mai mare a cilindrilor datorită distribuției neuniforme a temperaturii pe secțiunea benzii a produs formarea ridicăturilor care în continuare, după laminarea la rece, dădeau naștere la crestele șlefuite.

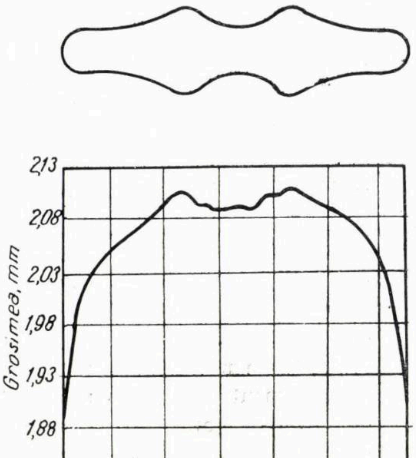


Fig. 1

Natura metalurgică a fenomenului fiind clarificată, determinarea cauzei primare a defectelor a fost mult simplificată. Distribuția neuniformă a temperaturii pe secțiunea benzii era provocată de răcirea necorespunzătoare a cilindrilor inferiori. În special, la cajele degrosisoare, din cauza construcției necorespunzătoare a sistemului de răcire a cilindrilor inferiori, se formau două jeturi mai puternice de apă care produceau o răcire neuniformă a feței inferioare a benzii.

Prin îmbunătățiri constructive aduse la sistemul de răcire a cilindrilor, a fost eliminată neuniformitatea temperaturii benzii și, în mod corespunzător, și benzile laminate la rece cu creste șlefuite.

Slebing universal cu comandă automată. Druschke W. Demag Nachrichten, nr. 177, 1965, p. 17708–17714.

La uzinele din Beeckerwerth ale firmei August Thyssen-Hütte a fost pus în funcțiune, în anul 1963, un slebing universal, care alimentează cu brame laminorul nou de benzi late la cald de 88″.

Slebingul universal, construit de Demag, va lamina lingouri de max. 35 t greutate. Cilindrii orizontali au acționare geamănă și directă, în timp ce cilindrii verticali sînt acționați în comun de două motoare amplasate pe același ax, prin intermediul unui reductor cu un raport de transmisie 3 : 1. Momentul de declanșare la cilindrii orizontali este de 2 × × 400 tm, iar la cilindrii verticali, de 200 tm. Alimentarea motoarelor se face de la un grup Ilgner.

Cilindrii orizontali au diametrul de 1 250 mm, iar lungimea tăbliei, de 2 500 mm. Cilindrii verticali au diametrul de 1 000 mm, iar lungimea tăbliei, de 3 100 mm.

Cursa cilindrului superior este de 2 500 mm, viteza de reglare, de 250 mm/s. Deschiderea cilindrilor verticali este de 600–2 500 mm (deschiderea maximă de montaj 3 400 mm), iar viteza de reglare, 100 mm/s.

Hala cuptoarelor adînci este amplasată perpendicular pe linia de laminare și cuprinde 15 celule, grupate cîte 5 în 3 grupuri. Celulele au 6 m lungime, 4 m lățime și 4,7 m adîncime. Cuptoarele sînt alimentate cu bigaz, care este preîncălzit la 600°C, în recuperatoare. Aerul de ardere este preîncălzit în recuperatoare la 750°C.

Transportul bramelor de la cuptoare adînci la calea cu role de alimentare a laminorului se face cu un transfercar automotor, avînd o cupă cu descărcare laterală, acționată oleo-hidraulic. Viteza de deplasare este de 5 m/s, timpul de accelerare fiind 4 s. Transfercarul este prevăzut cu frînare electrică și mecanică. Acționarea cupei permite ridicarea bramelor de pe calea cu role. În viitor, cînd cuptoarele adînci se vor extinde simetric și de cealaltă parte a slebingului, se va monta un al doilea transfercar, prelungind linia existentă. Cupa permite preluarea a două lingouri de greutate mijlocie, ceea ce este important la laminarea în tandem.

Cilindrii orizontali și verticali au cadru comun, cei verticali fiind plasați la 2,6 m în spatele celor orizontali.

La acționarea cilindrilor verticali s-a luat în considerare posibilitatea schimbării și demontării rapide a cilindrilor, respectiv a barelor universale de cuplare. Cilindrii orizontali au lagăre de bachelită, cei verticali, lagăre cu rulmenți conici.

În fața și spatele cilindrilor verticali sînt cîte 2 role în caja. Căile cu role de lucru au acționare individuală, prin reductor. Manipulatoarele cajei au acționare dublă (fiecare linial este acționat separat). Toate căile cu role (de alimentare, accelerare, evacuare, stivuire etc.) au acționare individuală.

După laminare, bramele ajung la o mașină de flamat, amplasată la 52 m de caja și prevăzută cu liniale de ghidare în față. Mașina poate fi scoasă din flux și înlocuită cu o cale cu role. Șutarea și eventuala divizare a bramelor se face la un foarfece electromecanic, după care urmează o cale cu role-cîntar. După tăiere bramele sînt trecute fie pe un stivuitor obișnuit, deservit de un împingător și grătar, fie pe o roată care accelerează răcirea și reduce oxidarea secundară datorită scufundării în apă a bramelor.

Conducerea procesului de laminare se face automat, cu ajutorul cartelelor perforate, datele fiind înmagazinate pe un tambur magnetic. Programarea automată prevede comanda şuruburilor de reglare şi a vitezelor cilindrilor orizontali şi verticali, a manipulatorului şi răsturnătorului, pentru fiecare trecere. Laminorul este prevăzut şi cu comandă automată pentru conducerea procesului tehnologic, impulsurile fiind date de celule fotoelectrice şi de mesdoze. Operatorul din postul principal de comandă are ca sarcină supravegherea procesului tehnologic şi intervine numai în cazuri accidentale.

Laminorul a realizat, la numai cîteva luni de la intrarea în funcţiune, productivităţi de peste 700 t/h.

Progrese recente în desţunderizarea hidraulică. Robbins J. L., Schaming E. J. şi Michalski W. J. Iron and Steel Engineer, iunie 1965, p. 167–173.

La laminorul continuu de benzi la cald de 1 675 mm de la uzinele Ford Motor Co. Dearborn a fost montată o instalaţie nouă de desţunderizare hidraulică.

Utilajul de bază este amplasat într-o staţie subterană de 27,5 × 8,2 m şi cuprinde 3 pompe centrifugale (două în funcţiune şi una de rezervă), de cîte 340 m³/h, 3 900 rot/min, 112 at, acţionate de motoare de curent alternativ de cîte 2 000 CP, 2 300 V, 1 800 rot/min, prin multiplicatoare de turaţie. Pompele sînt alimentate la 4,2 at de la conducta principală de ∅ 915 mm prin intermediul unor racorduri de ∅ 305 mm. Între conducta de alimentare şi pompe este amplasat un filtru de 305 mm, 1 130 m³ capacitate pentru reţinerea impurităţilor şi un rezervor de ∅ 1 530 mm, h = = 3 660 mm cu o pernă de aer care asigură alimentarea continuă a pompelor şi în cazul golurilor de aer.

Pompele trimit apa într-o conductă principală de ∅ 254 mm. Fiecare pompă are o derivaţie la conducta principală de ∅ 915 mm. Valvele de derivaţie sînt comandate automat de semnale primite de la acumulatorul hidropneumatic de 9,5 m³ legat de sistem, care asigură o rezervă de 2,3 m³ de apă pentru a prelua vîrfurile şi amortizează şocurile produse de desţunderizare. Panoul de comandă a acumulatorului este prevăzut cu aparat indicator pentru presiune (pînă la 140 at) şi cu două aparate înregistratoare (unul înregistrează variaţiile de presiune, celălalt nivelul apei în acumulator). Fişele respective sînt predate zilnic conducerii laminorului.

Instalaţia de desţunderizare este prevăzută cu o serie de dispozitive de siguranţă, semnalizare şi alarmă, care permit funcţionarea în bune condiţiuni.

Apa la presiune înaltă este pompată printr-o conductă principală de circa 90 m lungime la cele 5 locuri de desţunderizare (după caja degrosisoare de desţunderizare, în faţa cajelor cvarto degrosisoare 2,3 şi 4 şi după caja finisoare de desţunderizare). La cajele degrosisoare fiecare conductă de distribuţie de ∅ 127 mm este echipată cu 15 ajutaje eliptice cu un debit unitar de 95 l/min la 112 at, astfel că debitul maxim este de 340 m³/h la caja de desţunderizare, respectiv de cîte 170 m³/h, la cajele 2, 3 şi 4. După caja degrosisoare de desţunderizare sînt două rînduri de ajutaje superioare şi inferioare, însă în general se lucrează cu un singur rînd. După caja finisoare de desţunderizare sînt aşezate 4 conducte de distribuţie ∅ 127 mm (2 superioare şi 2 inferioare), fiecare avînd 12 ajutaje dreptunghiulare cu un debit unitar de 117 l/min la 112 at, astfel că debitul maxim este de 340 m³/h.

Prin utilizarea detectoarelor cu raze infraroşii şi releelor de timp, procesul de desţunderizare este comandat automat prin valve acţionate pneumatic. O conductă de derivaţie de ∅ 12,7 mm în jurul valvelor de comandă permite ca conductele de distribuţie să fie totdeauna pline cu apă, evitînd astfel şocurile la comanda valvelor. Releele de timp pot fi reglate de operator, în funcţie de necesităţi, care pot comanda independent sau împreună conductele de distribuţie. În locurile prevăzute cu două rînduri de ajutaje, în general lucrează un singur rînd, celălalt fiind ţinut în rezervă pentru cazul astupării unui ajutaj sau altui deranjament. În general, astuparea ajutajelor se întîmplă rar, din cauza perfecţionării sistemului de filtrare.

Pentru determinarea distanţei optime între ajutaje şi suprafaţa benzii, s-au făcut cercetări de laborator privind legătura între forţa de lovire, presiunea apei şi amplasarea ajutajului, rezultatele fiind centralizate în tabela 1.

Tabela 1

Distanţe de la ajutaj, mm	Forţa totală, kg		Forţa totală raportată pe cm lăţime, kgf	
	84 at	126 at	84 at	126 at
203	13,0	19,4	1,42	2,13
254	12,8	19,1	1,15	1,69
305	12,6	18,9	0,93	1,42
380	12,4	18,7	0,76	1,11
456	12,2	18,5	0,62	0,93
508	11,9	18,2	0,53	0,80

Valorile din tabela 1 sînt bazate pe ajutaje cu un debit de 75 l/min, la o presiune de 126 at. Pentru ajutaje cu alte debite, valorile se pot determina prin interpolare.

Este foarte important ca ajutajele să fie înlocuite cînd se uzează. La uzinele Ford, ele sînt schimbate cel puţin o dată la 3 luni la trenul finisor şi cel puţin o dată la 6 luni la trenul degrosisor.

Este indicat ca prin ajutaje (indiferent de tipul lor) să poată trece minimum 75 l/min apă la presiune de 70–140 at. Aceasta este cantitatea minimă de apă care permite răcirea rapidă a suprafeţei benzii, asigurînd astfel separarea completă a stratului de oxizi. Pe de altă parte, debitul maxim al unui ajutaj nu trebuie să treacă de 145 l/min; în caz contrar se necesită o instalaţie foarte mare pentru desţunderizare şi în unele cazuri răcirea benzii ar fi atît de intensă, încît nu s-ar putea asigura o temperatură corespunzătoare unei laminări şi înfăşurări normale.

În urma cercetărilor efectuate şi montării instalaţiei noi de desţunderizare, la uzinele Ford s-au obţinut benzi laminate la cald cu o suprafaţă foarte curată, lipsită de oxizi.

Proiectarea utilajului de transport al unui laminor de benzi late la cald. Rausch H. Stahl und Eisen, nr. 18, 1965, p. 1132–1143.

Pentru studiul utilajului de transport al unui nou laminor de benzi late la cald, s-a pornit de la următoarele date de bază:

Laminorul va avea o producţie de 70 000 t/lună în prima etapă (cu 1 cuptor cu propulsie), de 140 000 t/lună în etapa a II-a (cu 2 cuptoare cu propulsie), de 200 000 t/lună în etapa a III-a (cu 3 cuptoare cu propulsie) şi de 250 000 t/lună în etapa a IV-a (cu 4 cuptoare cu propulsie). În mod corespunzător, cantitatea necesară de brame este de 73 000 t/lună în prima etapă, respectiv de 260 000 t/lună în etapa a IV-a. Rezerva necesară a depozitului este de 50% din producţia lunară în prima etapă, iar în etapele ulterioare scade (în etapa a IV-a este de 20%). Bramele au max. 9,5 m lungime şi max. 27 t greutate. Pe lîngă aceste brame lungi, se utilizează şi brame mai scurte (în medie 4,2 m lungime), care reprezintă 25% din cantitatea totală în prima etapă, urmînd ca ulterior să crească pînă la 50%. Sortimentul fiind foarte variat, se consideră că o mare parte din program va cuprinde loturi de 1–2 brame. Numărul maxim de brame pe oră cu care se alimentează cuptoarele cu propulsie este de 50 în etapa I, de 100 în etapa a II-a şi de 120 în etapele a III-a şi a IV-a. Aceste vîrfuri apar numai pentru perioade scurte. La calculul utilajelor de transport s-a luat în considerare posibilitatea alimentării continue cu o cantitate de 50% peste media lunară, urmînd ca debitul orar maxim să poată fi satisfăcut pe o perioadă de 15 min. Cantităţile de brame care urmează să fie transportate sînt arătate în tabela 1.

Tabela 1

Etapa	Media lunară, brame/h	Media de calcul, brame/h	Cantitatea maximă, brame/h
I	10	15	50
II	20	30	100
III	33	50	120
IV	43	65	120

Tabela 2

Denumirea	Unitatea de măsură	Poduri cu cleşte				Poduri cu magnet			
		Etapa				Etapa			
		I	II	III	IV	I	II	III	IV
Suprafaţa depozitului	m²	11 200	15 100	16 900	18 000	6 300	7 600	8 500	9 000
Lungimea depozitului	m	360	486	540	576	198	234	270	270
Numărul podurilor rulante	buc.	3	3	4	4	3	3	4	5
Numărul de cărucioare	buc.	1	2	2	2	—	—	—	—
Numărul de stelaje intermediare	buc.	10	13	15	16	—	—	—	—
Lungimea căii cu role	m	15	30	35	35	64	160	192	192
Investiţii	10⁶D.M.	10,0	12,3	14,6	15,5	5,2	7,6	9,5	10,5
Costul exploatării	DM/t	1,66	0,98	0,81	0,68	1,19	0,96	0,82	0,72

Pentru utilajul de transport al bramelor din depozit pînă la cuptoarele cu propulsie (inclusiv descărcarea lor din vagoane) s-au studiat două variante :

— utilizarea unor poduri rulante cu cleşte de 80/32 t, cuplate cu cărucioare automotoare de 100 t şi cale cu role scurtă de destivuire ;

— utilizarea unor poduri rulante cu magneţi de 32 t şi cuplate cu cale cu role pentru brame individuale.

În ambele variante podurile rulante au următoarele viteze : deplasarea podului 100 m/min, deplasarea pisicii 63 m/min, ridicarea 13,7 m/min.

În cazul utilizării podurilor rulante cu cleşte, pentru a se asigura o alimentare continuă, chiar şi la loturi foarte mici, s-au prevăzut stelaje intermediare, aşezate la distanţe de 33 m, pe care se formează stive pînă la 100 t, care sînt trecute apoi pe căruciorul automotor şi de acolo pe calea cu role de destivuire. Căruciorul are 10 m lungime utilă, ecartament de 1 435 mm, viteză de 100 m/min şi accelerare de 0,25 m/s². Calea cu role de destivuire trebuie să permită alimentarea cuptoarelor cu cantitatea maximă de brame pe o perioadă de 15 min. La capătul acestei căi cu role este un destivuitor şi un împingător, care trece bramele individuale pe calea cu role de alimentare a cuptoarelor.

În cazul utilizării podurilor cu magneţi, bramele sînt manipulate individual şi depuse pe o cale cu role în prelungirea căii cu role a cuptoarelor, compusă din tronsoane de 32 m, comandate separat şi avînd o viteză de 72 m/min.

Pe baza caracteristicilor utilajelor şi a procesului tehnologic s-a determinat suprafaţa depozitului şi utilajele de transport necesare în fiecare etapă, pentru ambele variante. Rezultatele calculului sînt centralizate în tabela 2.

Pe baza analizei comparative a fost adoptată soluţia alimentării individuale cu poduri rulante cu magneţi şi cale cu role lungă.

Formarea ţunderului la oţeluri, în atmosferă cu aer sau cu ulei. Tholander E. Werkstattstechnik, vol. 55, nr. 10, 1965, p. 515—524.

Se prezintă cercetările întreprinse în această problemă, în perioada 1960—1964, în laboratoarele institutelor suedeze Sveriges Mekanförbund din Eskilstuna şi a celui pentru cercetarea metalelor, din Stockholm. După o expunere a cunoştinţelor dobîndite pînă in prezent în cercetarea formării ţunderului la oţeluri, lucrarea îşi propune a răspunde la următoarele întrebări rămase încă nelămurite în această problemă : dece ţunderul, format în diferite condiţii, are un aspect şi proprietăţi diferite ; dece anumite sorturi de ţunder se desprind mai uşor decît altele ; cum trebuie condusă încălzirea pentru ca arderea să fie cît mai mică, iar ţunderul format să se desprindă cît mai uşor.

Cercetările au fost efectuate în condiţii de laborator pentru 18 sorturi de oţeluri, cu compoziţii chimice foarte diferite, cu un conţinut de carbon de la 0,01 pînă la 1,04% şi de siliciu, de la „urme" pînă la 3,22%. Încălzirea epruvetelor a fost făcută într-un cuptor special vertical, încălzit prin rezistenţă, în camera de lucru fiind introdus fie aerul din atmosferă, fie gazele produse prin arderea unui ulei combustibil, cu o compoziţie medie de 1% O_2 ; 1,7% CO; 14% CO_2 şi 0,8% H_2. Capacitatea de desprindere a ţunderului a fost determinată printr-o încercare la îndoire a epruvetelor incandescente, efectuată în interiorul cuptorului.

Mecanismul formării ţunderului în diferite condiţii, compoziţia şi proprietăţile acestuia, au fost cercetate prin analize chimice, probe metalografice şi încercări de microduritate. Compoziţia chimică a ţunderului este complexă fiind formată, în general, din următorii constituenţi : hematit (Fe_2O_3), magnetit (Fe_3O_4), wüstit (FeO), fayalit ($2FeOSiO_2$), sulfură de fier (FeS), eutectic wüstit-fayalit şi eutectic wüstit-sulfură de fier.

Rezultatele cercetărilor aduc anumite clarificări ale unor aspecte privind modul de formare a ţunderului şi proprietăţile acestuia, cum sînt, de exemplu : supratemperatura în zona de reacţie, producerea fazelor de topituri, rolul conţinutului de siliciu, aderenţa ţunderului etc. Concluziile cercetărilor au o importanţă practică în îmbunătăţirea condiţiilor de încălzire a semifabricatelor destinate forjării şi matriţării. Pentru micşorarea pierderilor de metal prin ţunder, se propune : 1 — reglarea eficientă a temperaturii astfel încît să se emită o supraîncălzire a semifabricatului ; 2 — limitarea strictă a timpului de încălzire numai la valoarea necesară unei încălziri pătrunse a semifabricatului ; 3 — evitarea, pe cît posibil, a unui conţinut inutil de siliciu în oţel ; în anumite cazuri se va trece de la siliciu la un alt element pentru calmarea oţelului ; acolo unde este indiferent dacă se utilizează oţel calmat sau necalmat, se va prefera întotdeauna oţelul necalmat ; 4 — la încălzirea cu ulei combustibil se va prefera un sort cu un conţinut cît mai redus de sulf ; 5 — se vor utiliza, pe cît posibil, atmosfere neoxidante în cuptor.

Uzura sculelor de forjare este influenţată şi de duritatea componenţilor ţunderului (cel mai dur este hematitul) şi de gradul de desţunderuire a semifabricatului, anterior forjării ; se recomandă în acest sens : 6 — îndepărtarea cît mai completă a ţunderului, mai ales a celui format în aer (o atenţie deosebită trebuie acordată procedeelor de încălzire electrică a semifabricatelor). Ţinînd cont de cunoştinţele dobîndite asupra producerii topiturilor în zona de trecere de la metalul de bază la stratul de ţunder, se deschid noi posibilităţi de îmbunătăţire a condiţiilor de desţunderuire, propunîndu-se : 7— desţunderuirea mecanică să fie executată astfel încît să se elimine de pe suprafaţa oţelului şi cele mai mici resturi de ţunder aderent şi 8 — desţunderuirea hidraulică să fie combinată cu cea mecanică, pentru a-i mări eficienţa.

Cunoştinţele dobîndite privind faptul că ţunderul în afară de oxizi de fier conţine de multe ori şi straturi de silicaţi sticloşi, iar gradul de pătrundere a fazei de topituri în zona de suprafaţă a oţelului este diferit, deschide noi perspective în curăţarea prin decapare a pieselor forjate, propunîndu-se : 9 — pentru mărirea eficacităţii desţunderuirii prin decapare sau sablare, trebuie făcute probe preliminare cu loturi mici de piese forjate, ţinînd cont de proprietăţile diferite ale ţunderului, influenţate mai ales de compoziţia oţelului şi de condiţiile de încălzire. Pentru uşurarea prelucrării prin aşchiere a pieselor forjate se propune : 10 – alegerea unui oţel cu o predispoziţie minimă la încălzirea de formare a fazei de topituri şi a unei oxidări intercristaline, adică evitarea, pe cît posibil, a oţelurilor cu un conţinut de siliciu ridicat sau a celor de tip Cr-Ni.

Executarea gravurilor matriţelor prin eroziune electrochimică. Werkstattstechnik, vol. 55, nr. 10, 1965, p. 527.

Eroziunea electrochimică permite prelucrarea matriţelor în stare călită. Deoarece nu se produc scîntei sau arce electrice, suprafaţa sculei nu este influenţată de acestea şi deci nu se produce o uzură a electrodului. Faţă de celelalte procedee de prelucrare a gravurilor, noul procedeu asigură, în majoritatea cazurilor, o micşorare a timpului de prelucrare. Se dau ca exemplu gravurile unei furci bifurcate şi ale unui corp de ventil, executate în 190 şi respectiv 110 min. Precizia de prelucrare atinge în cazul cel mai favorabil ± 0,005 mm. În urma fluxului puternic de lichid în spaţiul îngust de lucru creat între electrod şi gravură, nu se reproduce fidel şi integral profilul electrodului, astfel încît acesta trebuie, pe anumite porţiuni, să fie corijat în prealabil; acest inconvenient constituie, deocamdată, cea mai mare dificultate în aplicarea noului procedeu.

O instalaţie pentru prelucrarea electrochimică se compune din maşina-unealtă propriu-zisă, din sistemul electrochimic şi din sursa de energie. Maşina trebuie să aibă o rigiditate statică şi dinamică înaltă, pentru a nu se devia sau pune în vibraţie electrodul, în urma vitezei de scurgere şi a presiunii înalte (7–20 at) a lichidului; din acest motiv, maşinile mai mari au un batiu sub formă de portal. Viteza de avans a electrodului trebuie să fie reglabilă în mod continuu, fără trepte, şi după reglare să se menţină constantă. Este importantă protecţia maşinii contra coroziunii, motiv pentru care spaţiul de lucru este încărcat negativ—pentru a se evita un atact electrolitic —, iar masa de lucru este izolată electric. Elementele de maşină care vin în contact cu vaporii de lichid sînt executaţi din oţeluri inoxidabile sau din mase plastice.

Sistemul electrochimic constă dintr-un rezervor, o pompă de înaltă presiune, ventile de reglare din oţeluri inoxidabile şi filtre. Filtrarea este deosebit de importantă deoarece elementele bune conducătoare (aşchiile metalice) ar putea provoca formarea scînteilor electrice la trecerea prin spaţiul îngust de lucru, iar elementele rău conducătoare s-ar putea depune pe gravură, împiedicînd astfel erodarea suprafeţelor de dedesubtul lor.

Elementul principal al sursei de energie electrică este un redresor.

Este absolut necesară menţinerea unei tensiuni constante între electrod şi gravura matriţei. La intensităţi de curent de peste 5 000 A se lucrează cu tensiuni de 12 V. Un sistem de control deconectează maşina în cazul producerii scînteilor sau înainte de a se produce un arc electric, care ar putea deteriora atît electrodul, cît şi gravura.

Se preconizează o perspectivă de aplicare largă a noului procedeu.

Material nou pentru confecţionarea miezurilor în turnătorie. Zahorsky P. Slévárenstvi, nr. 5, 1965, p. 195 – 196.

Tendinţa de reducere a cheltuielilor pe unitate de produs îşi are în domeniul turnării metalelor un vast domeniu de aplicare. În majoritatea turnătoriilor se utilizează ca material de umplutură în miezurile mari cu scopul de a reduce consumul de amestec, de a crea o permeabilitate ridicată şi de a permite o contracţie liberă a piesei după turnare, cocsul. Cocsul fiind un material scump, în unele turnătorii se utilizează, ca material de umplutură, zgură, provenită de la elaborarea metalului. Dar atît în primul caz, cît şi în al doilea, la dezbatere se întîmpină greutăţi în separarea acestora de amestecul de formare. Pentru a înlătura acest neajuns s-a încercat şi experimentat, cu succes, utilizarea deşeurilor de porobeton rezultate în fabricile de prefabricate sau pe şantierele de construcţii. Utilizarea acestor deşeuri în turnătorie este foarte simplă. Deşeurile de porobeton se reduc la dimensiuni cu cîţiva centimetri mai mici decît cutia de miez, iar în locul rămas liber între cutie şi materialul de umplutură (porobeton) se introduce amestecul de formare care se îndeasă în mod obişnuit.

Proprietăţile fizico-mecanice ale porobetonului permit o prelucrare simplă, pe lîngă faptul că este un material uşor şi cu o refractaritate ridicată (800–1 000°C). De asemenea, este necesar de amintit că : porobetonul nu se deformează în timpul îndesării şi turnării formelor ; se poate rupe şi secţiona la dimensiunile şi configuraţiile dorite ; în cazul unei configuraţii complicate, elementele de umplutură pot fi confecţionate din mai multe bucăţi care pot fi îmbinate cu elemente metalice.

Pe baza datelor experimentale se trag concluzii pentru folosirea practică a porobetonului, şi anume : se economiseşte cocsul şi o parte din amestecul de formare ; se simplifică mult armătura pentru miez (în unele cazuri se elimină complet) ; se reduce volumul de muncă atît la executarea miezurilor, cît şi la dezbaterea lor după turnare ; în foarte multe cazuri porobetonul se poate utiliza la mai multe formări ; are un preţ de cost redus (10 kcs/t).

Acest material prezintă o importanţă deosebită în special în cazul utilizării amestecurilor pe bază de Na_2SiO_3 întărite cu CO_2 sau a altor amestecuri cu întărire rapidă (pe bază de răşini furanice) cînd preţul pe tona de amestec de formare este ridicat.

În cazul utilizării practice a porobetonului s-au realizat economii de amestec de miez între 50–60% ; de exemplu, la executarea unui miez cu un volum de 800 mm^3, confecţionat din amestec pe bază de răşini furanice, erau necesare 1 500 kg (la un preţ de 330 kcs). Aplicînd noul procedeu prin utilizarea ca material de umplutură a 400 kg porobeton, consumul de amestec s-a redus la 750 kg. Preţul de cost în acest caz a fost de 165 + 2 = 167 kcs, fără a ţine cont de faptul că şi armătura s-a redus ca greutate, prin simplificarea ei.

Porobetonul fiind un material cu greutate specifică mică, cu preţ de cost redus, care se găseşte în cantităţi apreciabile atît la întreprinderile de prefabricate, cît şi pe şantierele de construcţii, poate completa sortimentul de materiale utilizate în turnătorie care pot contribui la reducerea cheltuielilor de producţie.

Micşorarea consumului de energie electrică la elaborarea oţelului cu 13% Mn. Parasiuk P. F. Liteinoe proizvodstvo, nr. 10, 1965, p. 42.

Preţul de cost al energiei electrice reprezintă 8–10% din cel al oţelului manganos lichid şi din acest motiv se impune reducerea lui.

S-a studiat influenţa principalilor factori tehnologici asupra consumului de energie electrică la elaborarea oţelului manganos prin metoda oxidării şi retopirii în cuptorul electric cu arc de 5 t, cu transformator de 2 800 kW.

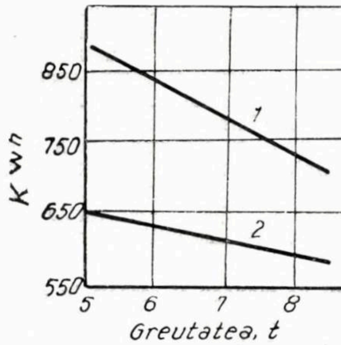


Fig. 1

Mărirea greutăţii şarjei duce la micşorarea consumului de energie electrică, atît în cazul elaborării prin oxidare (fig. 1, curba *1*), cît şi prin retopire (fig. 1, curba *2*).

Din figură rezultă că metoda retopirii asigură un consum de energie cu 22–25% mai mic. Consumul de energie pentru topirea încărcăturii este egal în ambele cazuri. Diferența constă numai în consumul suplimentar de energie realizat în cazul elaborării prin metoda oxidării în perioada de oxidare (65%) și de dezoxidare și corectare a compoziției oțelului (35%).

În cazul supraîncărcării cuptorului cu pînă la 40%, se realizează o economie de 8—12% de energie electrică, fără înrăutățirea calității oțelului. Prin mărirea șarjei cu peste 40% din capacitate, adîncimea băii crește mult și se înrăutățesc condițiile de desfășurare a proceselor metalurgice.

Asupra consumului de energie electrică influențează de asemenea și modul de pregătire a încărcăturii metalice. Cu mărirea greutății ei volumice pînă la 4 t/m³, se realizează o micșorare a acestui consum (fig. 2).

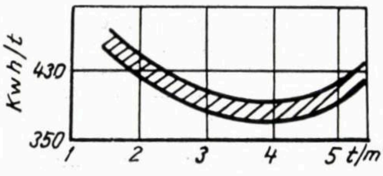


Fig. 2

Preîncălzirea încărcăturii în afara cuptorului duce, de asemenea, la micșorarea consumului de energie electrică, în perioada topirii, cu 24—27 kWh/t.

Prețul de cost al unei kcal de căldură, obținută pe bază de energie electrică, este de 7 ori mai mare decît în cazul arderii gazului metan, pentru încălzirea încărcăturii.

În figura 3 se arată influența asupra consumului de energie a duratei pauzelor între șarje, elaborate prin metoda retopirii, în cazul folosirii încărcăturii cu greutatea volumică de 3,0—3,5 t/m³ (curba *1*) și 4,5—5,0 t/m³ (curba *2*) și în cazul menținerii cuptorului fără încărcătură (curba *3*).

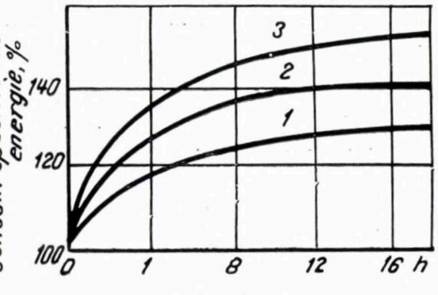


Fig. 3

Valoarea consumului de energie electrică în cazul topirii fără pauze între șarje s-a considerat egală cu 100%.

Din figura 3 rezultă că o dată cu mărirea greutății volumetrice a încărcăturii crește consumul specific de energie, ceea ce se explică prin faptul că încărcătura compactă se încălzește în perioada dintre elaborări în principal pe seama radiației căldurii de către căptușeală și a conductibilității termice a metalului, în timp ce încărcătura mai puțin compactă se încălzește, în principal, pe seama radiației căldurii de către căptușeală, curenților de convecție a căldurii între bucățile de metal și conductibilității termice a metalului

Despre conținutul de mangan și carbon în oțelul manganos austenitic. Kostinskii D. S. Liteinoe proizvodstvo, nr. 10, 1965, p. 45—46.

Standardele în vigoare prevăd în oțelurile manganoase un raport obligatoriu [Mn] : [C] ⩾ 10.

Experiențele efectuate în ultimul timp arată că această cerință este nejustificată și chiar greșită.

S-a constatat că mărirea conținutului de mangan peste 12% duce la mărirea tendinței de formare a crăpăturilor, la apariția structurii dendritice grosolane și la micșorarea rezilienței (fig. 1) și a rezistenței la uzură.

Astfel, prin mărirea raportului Mn: C, de la 7,8—9,0 la 8,5 : 10,2, uzura zalelor șenilelor a crescut de la 0,77 la 0,87 g.

În figura 2 se arată influența raportului Mn : C și a conținutului de carbon asupra uzurii (pierderilor în greutate), în cazul încercării probelor timp de o oră în tobe. Din figură rezultă influența negativă a măririi atît a raportului Mn : C, cît și a conținutului de carbon asupra rezistenței la uzură a oțelului manganos.

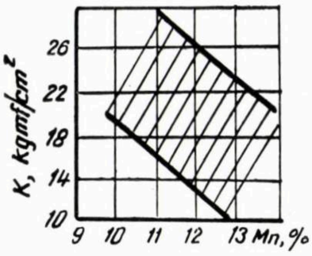
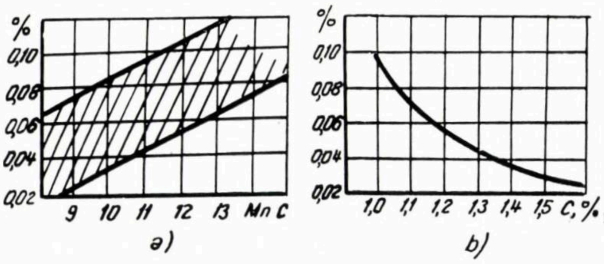


Fig. 1



a)
b)

Fig. 2

Experiența îndelungată a unor uzine arată că pentru asigurarea structurii austenitice este suficient raportul Mn : C = = 7,5—8,5, care poate fi considerat ca optim.

Dezoxidarea complexă a oțelului de turnătorie cu carbon mediu. Volciok I. P. și Sulte I. A. Liteinoe proizvodstvo, nr. 10, 1965, p. 26—28.

Dezoxidarea finală a oțelului influențează hotărîtor natura și repartizarea incluziunilor nemetalice și, prin aceasta, proprietățile fizico-mecanice ale oțelului. Se știe că plasticitatea și tenacitatea maximă se obțin în cazul incluziunilor globulare cu repartizare dezorientată (incluziuni de tip I); în această condiție, oțelul dezoxidat cu mangan și siliciu, turnat în piese, duce însă la apariția frecventă a porozității tip sită.

Proprietățile cele mai inferioare se obțin în cazul incluziunilor eutectice, repartizate sub formă de film la limita grăunților oțelului (incluziuni de tip II). Acest lucru are loc la dezoxidarea oțelului cu o cantitate critică de aluminiu.

Tehnologia optimă de dezoxidare, din punct de vedere al proprietăților și compactității oțelului, constă în adăugarea unei cantități de aluminiu superioare celei critice (peste 1 kg/t), care asigură formarea unor sulfuri ascuțite, cu repartizarea dezorientată, de tip III, și grăunți de austenită cu mărime corespunzătoare scărilor etalon superioare scării nr. 6.

La dezoxidarea oțelului cu aluminiu, în cazul unui conținut remanent al acestuia mai mare de 0,015%, conținutul de oxigen în oțel nu depășește 0,004%.

Particulele primare mari ale produselor de dezoxidare cu aluminiu, care conțin pînă la 97% Al_2O_3, se îndepărtează din oțel prin decantare, chiar în primele două minute, îndepărtînd cu ele peste 80% din oxigen. Îndepărtarea are loc datorită valorii ridicate a tensiunii superficiale la limita aliaj-incluziune.

În oțelul cu carbon mediu sulful este mai mic de 0,065% și se găsește în cea mai mare parte sub formă de sulfuri. Raportul dintre sulfuri și oxizi poate fi calculat pornind de la conținutul de sulf și oxigen din oțel. Astfel, pentru oțelul dezoxidat cu peste 1,0 kg/t Al, cu 0,04% S și 0,004% O_2, proporția de MnS este de 93%, iar cea de Al_2O_3, de 7%.

Oxizii sub formă de particule mici disperse se găsesc de obicei în interiorul sulfurilor. Se poate presupune că aluminiul remanent schimbînd pronunțat tensiunea superficială, micșorează solubilitatea sulfului în faza lichidă și determină separarea sulfurilor la suprafața centrilor deja existenți (corund și spineli).

S-a constatat că cele mai bune proprietăți, în cazul incluziunilor de tipul III, se obțin la conținuturi remanente de aluminiu cuprinse între 0,025 și 0,040% (determinat pe cale spectrală).

Totuși, incluziunile nemetalice de tipul III nu pot fi considerate ca optime, deoarece au vîrfuri ascuțite și pot juca rolul de concentratori de tensiune.

În prezent se urmărește obținerea unor incluziuni de oxizi și sulfuri globulare de tip I, și în același timp a unui grăunte fin de austenită și a unei compactități ridicate a oțelurilor. În acest scop se folosește dezoxidarea complexă a oțelului cu aluminiu și elemente modificatoare (Ca, Ce etc.).

Se știe că ceriul și calciul asigură formarea incluziunilor globulare în oțel și, prin aceasta, influențează pozitiv asupra calității acestuia.

Calciul constituie un dezoxidant puternic, ducînd la formarea de oxisulfuri. În oxizii din oțelul dezoxidat cu silicocalciu se găsește max. 18% CaO.

Prin adăugarea de 0,1% CaSi în oțelul dezoxidat în prealabil cu aluminiu, se obține o creștere a alungirii și rezilienței cu 20—40%, a fluidității cu 30%, o micșorare pronunțată a rebutului cauzat de porozitate, pelicule de oxizi și crăpături.

Dezoxidarea complexă cu aluminiu, fier, ceriu și silicocalciu asigură obținerea unor rezultate și mai bune.

Eliminarea albirii în piesele cu pereți subțiri turnate din fontă tratată cu magneziu. Rîjikov A. A., Platonov B. P., Kostin A. V., Platonov I. B. și Larin A. M. Liteinoe proizvodstvo, nr. 10, 1965, p. 1—3.

Obținerea pieselor cu pereți subțiri (cu grosimi de 3—5 mm) din fontă tratată cu magneziu, cu structura feritică sau perlitică, reprezintă una din cele mai complexe și mai importante probleme întîlnite în cazul folosirii acestei fonte pentru turnarea pieselor de mașini.

De obicei, în aceste cazuri, albirea fontei este eliminată prin modificarea ei cu ferosiliciu, adăugat în jetul de fontă, la evacuarea acesteia din cuptor sau la turnarea în formă.

Experiențele au fost efectuate cu fonte modificate cu 0,3% magneziu, introdus sub presiune la 4 at. Ferosiliciul (FeSi 75) s-a adăugat în fonta lichidă cu 1,5—2 min înainte de turnare. Prin adăugarea ferosiliciului conținutul de siliciu în fontă a fost mărit cu 0,3 pînă la 0,9%.

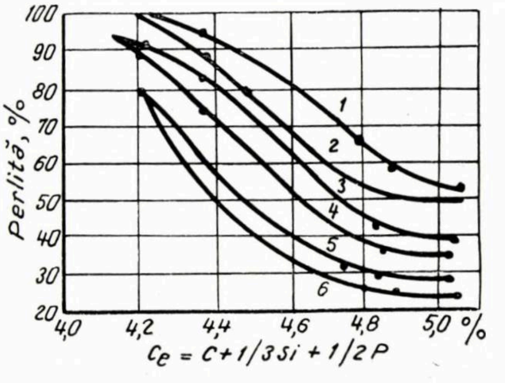


Fig. 1

Mărirea conținutului de carbon în fontă pînă la 3,75—3,85% și a siliciului pînă la 3,00—3,20% a dus la eliminarea cementitei libere în pereții cei mai subțiri (3—5 mm).

Efectul grafitizant al adaosului de ferosiliciu este cu atît mai puternic, cu cît conținutul de carbon în fontă este mai ridicat.

Mărirea prin adaos de ferosiliciu a valorii carbonului echivalent de la 4,20 la 5,037% a dus la micșorarea proporției de perlită în structură (fig. 1, în care curbele 1—6 indică grosimile pereților probei de 3, 5, 7, 9, 11 și 13 mm). Prin aceasta crește cantitatea de ferită.

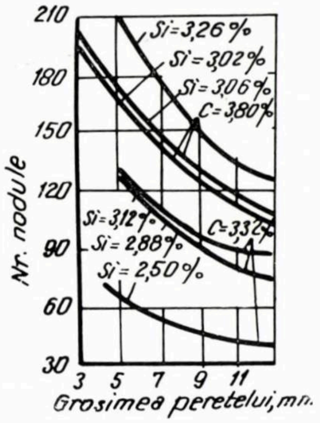


Fig. 2

Cu mărirea conținutului de siliciu (prin modificarea fontei cu FeSi) și a conținutului de carbon, crește numărul nodulilor de grafit (fig. 2) pentru aceeași grosime a peretelui piesei.

Această creștere este cu atît mai pronunțată, cu cît grosimea peretelui piesei este mai mică, deci viteza de răcire, mai mare.

Mărirea numărului de noduli de grafit indică efectul pozitiv al adaosului de ferosiliciu în fonta în prealabil tratată cu magneziu.

Influența temperaturilor joase asupra metalelor de construcție. Martin H. L. și Imgram A. G. Journal of Metals, vol. 17, nr. 7, 1965, p. 735—741.

Folosirea unor metale și aliaje la temperaturi mai mici de 0°C este limitată de accentuarea tendinței de rupere fragilă.

Determinarea proprietăților la temperaturi joase a fost efectuată pe aliaje de aluminiu, aliaje cu bază de nichel, oțeluri aliate austenitice și martensitice, aliaje de titan și pe aliaje de magneziu tratate și netratate termic, sudate și nesudate.

Au fost determinate limita de curgere, rezistența de rupere la tracțiune, alungirea și raportul dintre valorile rezistenței de rupere la tracțiune pe epruvete crestate și necrestate. Epruvetele au fost încercate în timp ce erau menținute în azot lichid, hidrogen lichid și heliu lichid respectiv.

Oțelurile inoxidabile austenitice cu 18 — 25% Cr și 2—10% Ni au o comportare foarte bună la temperaturi criogenice, întrunind proprietăți superioare de rezistență și plasticitate chiar la temperatura de — 253°C (fig. 1).

Deformarea la rece cu o reducere de secțiune de 50% mărește valorile proprietăților mecanice de rezistență și nu micșorează decît în limite acceptabile valorile plasticității.

Aceste oțeluri avînd o structură monofazică pot fi sudate fără pericolul unei micșorări însemnate a valorilor proprietăților mecanice.

Sudarea influențează însă defavorabil valorile proprietăților mecanice ale oțelurilor austenitice deformate plastic la rece.

Oțelurile inoxidabile, care pe lîngă crom și nichel conțin și mici adaosuri de titan, se supun unui tratament de punere în soluție și precipitare, în urma căruia întrunesc valori superioare de rezistență și o plasticitate acceptabilă atît la temperatura ambiantă, cît și la temperaturi sub 0°C. Sudarea acestor oțeluri micșorează în mod apreciabil atît proprietățile de rezistență, cît și plasticitatea. Micșorarea valorilor de rezistență se datorește distrugerii structurii de îmbătrînire, caracterizată printr-o dispersie înaintată a compuşilor nichel-titan, iar micşorarea plasticităţii este consecinţa creşterii cantităţii de compuşi nichel-titan la limitele grăunţilor.

Aliajele cu bază de titan au, de asemenea, o bună comportare la temperaturile criogenice, pînă la — 240°C. Aliajele Ti—13V—11Cr, cu o structură cristalină cubică centrată

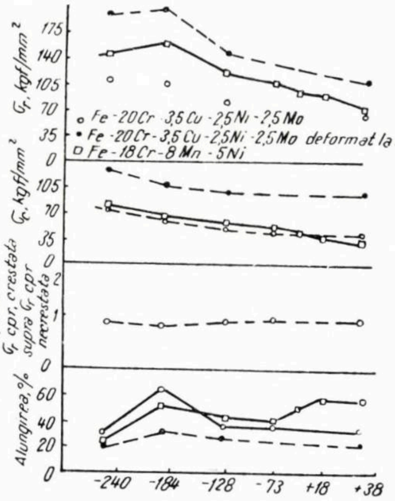


Fig. 1

intern au valori ridicate pentru proprietăţile de rezistenţă însă au o plasticitate relativ mică la temperaturi criogenice Aliajul Ti—5Al—2,5 Sn, cu o structură hexagonală compactă are proprietăţi bune de rezistenţă şi o foarte bună plasticitate, Sudarea afectează în mod negativ proprietăţile de rezistenţă şi plasticitate la temperaturi mai mici de — 128°C.

Aliajele cu bază de aluminiu au proprietăţi de rezistenţă cu mult mai mici decît aliajele de titan. Aliajele de aluminiu-cupru (seria 2 000) şi cele de aluminiu-magneziu-zinc (seria 7 000) îmbătrînite au valori maxime pentru proprietăţile de rezistenţă, însă o plasticitate mică, la limita inferioară acceptabilă. Sudarea reduce în mod pronunţat valorile plasticităţii. Se recomandă în cazul acestor aliaje, dacă tehnologia permite, aplicarea tratamentului de îmbătrînire după sudare.

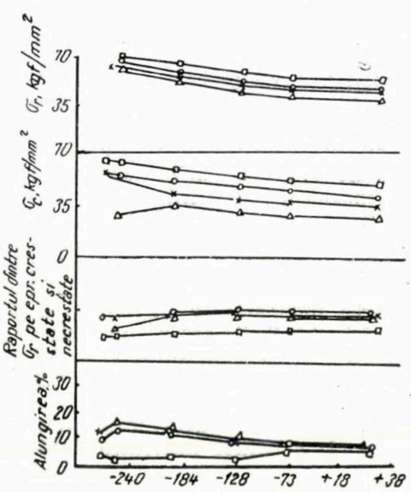


Fig. 2

În figura 2 se arată curbele de variaţie a proprietăţilor mecanice pentru cîteva aliaje cu bază de aluminiu.

Aliajele de aluminiu-magneziu cu mici adaosuri de mangan (seria 5 000) nu au valori tot atît de ridicate pentru proprietăţile de rezistenţă ca aliajele 2 000 şi 7 000, însă au o plasticitate cu mult mai mare şi în plus neinfluenţată de sudare.

Aliajele cu bază de nichel de tipul Waspaloy (Ni—19 Cr—14Co—4,3Mo—3Ti—1,3Al—1Fe), René 41 (Ni—20Cr—10Co—10Mo—3Ti—1,5Al—3Fe) K—Monel (Ni—29Cu—3Al—1,5Fe—1Mn) au valori ridicate pentru plasticitate la temperaturi criogenice atît în urma tratamentului de punere în soluţie, cît şi după tratamentul de precipitare. Sudarea micşorează în mod pronunţat atît rezistenţa, cît şi plasticitatea. Tratamentul de precipitare trebuie să fie efectuat după sudare.

Aliajele de magneziu-litiu (Mg—1Al—9,0Li) au proprietăţi bune la temperaturile criogenice îndeosebi în stare nesudată.

Cercetările efectuate permit oarecare generalizări.

Metalele şi aliajele cu structură cubică centrată intern suferă o micşorare a plasticităţii pe măsura scăderii temperaturii şi devin fragile. Metalele şi aliajele cu structură cubică cu feţele centrate şi cu structură hexagonală sînt influenţate mai puţin de scăderea temperaturii. Elementele de aliere modifică foarte mult comportarea aliajelor la temperaturi scăzute. Separarea de compuşi în interiorul grăunţilor nu influenţează defavorabil proprietăţile la temperaturi criogenice, însă separarea de compuşi la limitele de grăunţi influenţează negativ plasticitatea aliajelor.

Sudarea prin provocarea structurii, prin introducerea de incluziuni şi prin provocarea de goluri în zona topită, influenţează negativ plasticitatea aliajelor.

Cubilou cu răcire cu apă şi cuvă conică. Barinov N. A., Lunev O. A. şi Timonici D. D. Liteinoe proizvodstvo, nr. 10, 1965, p. 10—12.

Intensificarea topirii fontei în cubiloul obişnuit este mult îngreuiată de distrugerea căptuşelii şi de instabilitatea procesului de topire. S-a constatat astfel, că distrugerea căptuşelii are loc în primele ore de lucru, pînă cînd se formează garnisajul caracteristic. Începînd din acest moment, bazicitatea zgurei începe să crească, ceea ce duce la intensificarea oxidării siliciului, care la începutul topirii este de circa 15%, iar apoi devine 25—30%.

În vederea stabilizării procesului de topire, s-a experimentat cubiloul cu răcire cu apă şi cu cuvă conică. Parametrii mai importanţi ai cubiloului sînt indicaţi în tabela 1.

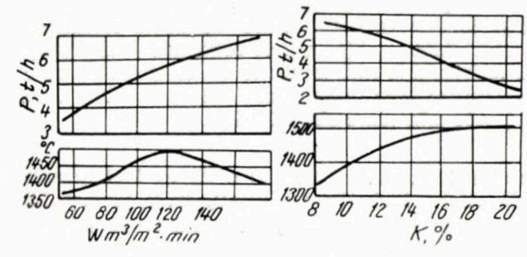
Tabela 1

Parametrul	Unitatea de măsură	Valoarea
Diametrul cuvei :		
— la gura de încărcare	mm	830
— la nivelul gurilor de aer	mm	900
— în zona de ardere	mm	1 050
Secţiunea cuvei la nivelul gurilor de aer (F)	m²	0,61
Secţiunea totală a gurilor de aer (F_a)	m²	0,052
Raportul F_a : F	—	1 : 12
Consumul de aer	m³/m² min	110
Presiunea aerului	mm col. apă	500
Consumul de cocs	%	13
Greutatea porţiei de încărcătură metalică	kg	550
Producţia orară	t/h	5
Temperatura fontei pe jgheab	°C	1450—1480°C
Consumul de apă pentru răcire	m³/h	2,5—3,5
Temperatura apei	°C	60—80
Consumul de refractare	kg/t	5,0

Răcirea cubiloului s-a făcut în zona lui de ardere, folosindu-se o căptuşeală cu grosimea de 65 mm.

Cuva conică asigură repartizarea uniformă a gazelor pe secţiunea cubiloului, îmbunătăţirea condiţiilor de ardere a cocsului în patul de cocs şi a schimbului de căldură şi, de asemenea, duce la micșorarea pierderilor de căldură prin pereții cuvei. În afară de aceasta, cuva conică asigură răcirea mai puțin intensă a picăturilor de fontă, datorită îndepărtării lor pe pereții reci, și micșorarea posibilității de apariție a agățărilor încărcăturii și de înfundare cu zgură a gurilor de aer.

Repartizarea mai uniformă a gazelor pe secțiunea patului de cocs și a cuvei asigură mărirea productivității cubiloului și a temperaturii fontei.



a) *b*)

Fig. 1

Aceasta se explică prin mărirea vitezei aerului (gazelor) în zonele centrale ale cuvei cubiloului.

Cu mărirea debitului de aer *W*, la un consum *k* de cocs constant, crește productivitatea *P* și temperatura fontei (pînă la o anumită limită) (fig. 1, *a*).

Mărirea consumului de cocs *k* duce la micșorarea productivității cubiloului și la ridicarea temperaturii fontei (fig. 1, *b*).

Cementarea la temperatură ridicată. Goezal J. Revue de Métallurgie, vol. 62, nr. 5, 1965, p. 451–462.

În mod curent, temperatura de cementare nu depășește 950°C, pentru a se evita creșterea excesivă a granulației și, corespunzător, influența negativă a acesteia asupra proprietăților fizice și mecanice ale pieselor.

Lucrarea urmărește a stabili influența temperaturilor mai mari de 950°C asupra valorilor proprietăților mecanice ale pieselor cementate și asupra microstructurii miezului pieselor.

Tabela 1

Șarja	Compoziția chimică, %										
	C	Mn	Si	S	P	Ni	Cr	Mo	Al_{sol}	Al_{insol}	N_{Total}
A_1	0,18	0,60	0,22	0,10	0,024	1,62	1,60	0,04	0,006	0,010	0,0105
A_2	0,16	0,48	0,21	0,07	0,013	1,46	1,54	0,04	0,005	0,049	0,0108
B_1	0,18	1,30	0,20	0,022	0,025	0,26	0,90	0,14	0,008	0,027	0,0102
B_2	0,15	1,12	0,25	0,019	0,022	0,09	0,94	0,18	0,006	0,011	0,0093

Cercetările au fost efectuate pe oțeluri crom-nichel și pe oțeluri crom-mangan-molibden, cu compoziția arătată în tabela 1. Cementarea a fost făcută în cement solid, alcătuit din 20% $BaCO_3$ și mangal, la următoarele temperaturi : 920 ; 1 000 ; 1 050 ; 1 100 ; 1 150 ; 1 200 și 1 250°C.

Durata de cementare a fost variată astfel încît să se obțină în toate cazurile aceeași adîncime de cementare, după cum se arată în figura 1.

În paralel cu experiențele de cementare a fost studiată, pe epruvete necementate, influența temperaturii asupra proprietăților de rezistență, asupra călibilității și asupra poziției curbelor de transformare a austenitei la răcire continuă. Proprietățile mecanice și structura miezului și stratului cementat au fost determinate după călire. S-au aplicat următoarele variante de călire: directă (H_0), simplă (H_1) și dublă (H_2).

În tabela 2 se arată influența temperaturii asupra mărimii grăuntelui austenitic, apreciată după scara ASTM.

Șarja A_1 manifestă cea mai pronunțată tendință de creștere a granulației, deoarece are un conținut prea mic de aluminiu (0,016%) pentru formarea nitrurii de aluminiu, care are un rol deosebit în frînarea creșterii granulației.

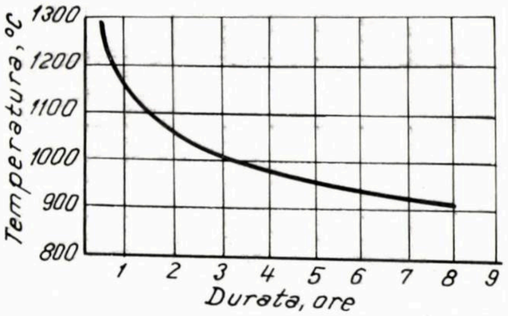


Fig. 1

Cercetările efectuate asupra călibilității, ale căror rezultate sînt arătate în figura 2, indică o creștere a călibilității oțelurilor pînă la o anumită temperatură, atît după călire directă, cît și după călire simplă. În aceste experiențe a fost folosită și o șarjă suplimentară, din oțel carbon, cu simbolul C_1. Pentru oțelurile A_1 și C_1 călibilitatea crește pînă la temperatura de 1 050°C, iar pentru oțelul A_2, pînă la 1 150°C. Pentru temperaturi mai ridicate, călibilitatea se micșorează.

Creșterea temperaturii de tratament, în intervalul 920—1 150°C, provoacă în cazul oțelului A_2 o mărire a inerției de transformare a austenitei, ilustrată prin deplasarea spre dreapta a curbelor de început de transformare a austenitei și o mărire a domeniului de transformare bainitică. În cazul oțelului A_1, care are cea mai mare călibilitate, influența temperaturii de tratament asupra stabilității austenitei este neînsemnată.

În figura 3 se arată variația conținutului de carbon în stratul cementat pe o adîncime de 0,5 mm. La 920°C, repartiția carbonului este defavorabilă, întrucît la exterior conținutul de carbon este foarte mare, ca urmare a faptului că la

Tabela 2

Șarja	Temperatura, °C						
	920	1 000	1 050	1 100	1 150	1 200	1 250
A_1	5,5	5	4	3,5	2,5	2	1
A_2	8	8	8	7,5	50% 6 50% 4	4,5	4,0
B_1	6,5	6	4,5	4	3	1,5	1
B_2	6,5	6,0	4,5	4	4	3,5	3

această temperatură viteza de adsorbţie a carbonului este preponderentă în raport cu viteza de difuziune.

Structura stratului exterior al epruvetelor cementate la 920°C şi răcite lent constă din carburi la limita grăunţilor,

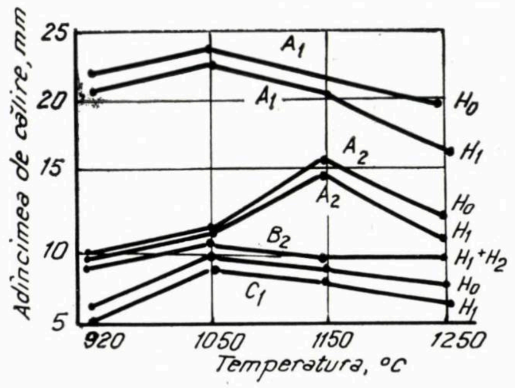


Fig. 2

bainită, perlită şi austenită reziduală. Structura epruvetelor cementate la minimum 1 050°C conţine bainită, perlită şi mici cantităţi de austenită reziduală.

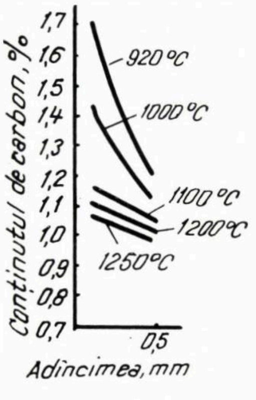


Fig. 3

Indiferent de temperatura de cementare, în urma unei căliri în ulei de la 870°C, duritatea superficială este ridicată, 61—64 HRC.

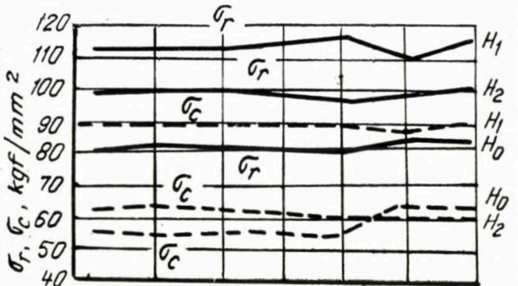


Fig. 4

Oţelurile crom-nichel (A_1 şi A_2) au valori minime pentru rezistenţa de rupere la tracţiune şi pentru limita de curgere atunci cînd sînt călite direct după cementarea efectuată la 1 050—1 150°C ; pentru A_1 se obţin valorile $\sigma_r = 120$ kgf/mm² şi $\sigma_c = 88$ kgf/mm², iar pentru A_2, $\sigma_r = 100$ kgf/mm² şi $\sigma_c = 70$ kgf/mm². După călire directă de la 920°C se obţin valorile : pentru A_1, $\sigma_r = 128$ kgf/mm² şi $\sigma_c = 99$ kgf/mm², iar pentru A_2, $\sigma_r = 100$ kgf/mm² şi $\sigma_c = 88$ kgf/mm².

Pentru temperaturi de cementare de minimum 1 150 °C, se constată, după călire directă şi revenire la 180°C, o creştere a valorilor rezistenţei de rupere la tracţiune şi a limitei elastice. Această creştere este sensibilă îndeosebi în cazul oţelurilor Cr-Mn-Mo, după cum se arată în figura 4.

Concomitent cu creşterea valorilor proprietăţilor de rezistenţă are loc micşorarea valorilor stricţiunii, îndeosebi în cazul oţelurilor crom-nichel.

Călirea simplă măreşte valorile proprietăţilor de rezistenţă, influenţa temperaturii de călire devenind insensibilă. În cazul călirii duble se obţin valori constante pentru proprietăţile de rezistenţă şi independente de temperatura de călire. Ele se plasează între valorile obţinute prin călire directă şi cele obţinute prin călire simplă (fig. 4).

Teoria alierii limitate. Guleaco A. P. Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metallov, nr. 8, 1965, p. 20—25.

Este aproape unanim recunoscut faptul că alierea determină creşterea rezistenţei şi că o asociere bună a proprietăţilor de rezistenţă şi plasticitate o au aliajele înalt aliate. Totuşi, această opinie nu este complet justă. În ce priveşte combinaţia de proprietăţi mecanice, s-a lămurit faptul că elementele de aliere determină creşterea rezistenţei şi micşorarea plasticităţii oţelurilor prin mărirea capacităţii de subrăcire a austenitei şi prin frînarea proceselor de descompunere a martensitei la revenire. Oţelul carbon ar putea avea aceleaşi proprietăţi dacă s-ar mări corespunzător viteza de răcire la călire şi conţinutul de carbon.

Pentru clarificarea influenţei elementelor de aliere asupra proprietăţilor mecanice s-au eliminat factorii structurali (modificîndu-se secţiunea probelor, pentru a se obţine aceeaşi adîncime de călire şi diferenţiindu-se revenirea pentru a se obţine oţeluri cu aceeaşi duritate). S-au comparat proprietăţile mecanice la mai mult de 100 oţeluri cu compoziţii diferite (0,1—0,6 % C ; 0—5 % Ni ; 0—3 % Cr etc.) elaborate în aceleaşi condiţii metalurgice. Oţelurile s-au prelucrat cu grija de a se menţine un grăunte austenitic mic (punctaj de cca. 10). Revenirea s-a efectuat la diferite temperaturi, obţinîndu-se valori diferite ale rezistenţei. S-a constatat că oţelurile tratate termic au proprietăţi mecanice ($\sigma_{0.2}$, ψ, K) aproximativ aceleaşi, indiferent de compoziţie, şi că aceste proprietăţi variază în funcţie doar de rezistenţa la rupere (σ_r) (tabela 1).

Tabela 1

kgf/mm²	kgf/mm²	%	kgfm/cm²
80	75 ± 5	70 ± 5	20 ± 4
90	80 ± 3	65 ± 5	14 ± 3
100	90 ± 4	60 ± 5	12 ± 3
120	100 ± 6	55 ± 5	8 ± 3
140	130 ± 8	50 ± 5	6 ± 2
160	140 ± 14	50 ± 5	5 ± 2
180	150 ± 16	45 ± 5	4,5 ± 1,5
200	160 ± 20	40 ± 5	4,2 ± 1,5
220	160 ± 20	35 ± 5	4,0 ± 1,5

Valorile caracteristicilor mecanice din tabela 1 se pot obţine numai în cazul oţelurilor bine elaborate, deformate plastic şi tratate termic. De aceea, nu sînt combinaţii „fericite” de elemente de aliere pentru obţinerea unor caracteristici mecanice înalte. Ele se pot obţine prin executarea îngrijită a tuturor operaţiilor tehnologice, de la elaborare pînă la tratament termic.

Deci, în cazul cînd deformarea plastică se poate dezvolta liber (tensiunea uniaxială), alierea influenţează slab aceste proprietăţi.

În practică, piesele sînt supuse tensiunilor multilaterale, la temperaturi joase, în condiţii de şoc, cînd intră în joc rezistenţa la ruperea fragilă. Cel mai bun criteriu de apreciere a acestei rezistenţe este temperatura de tranziţie la ruperea fragilă, determinată după aspectul rupturii (cînd ruperea tenace trece la ruperea fragilă).

Rezistenţa la ruperea fragilă este o proprietate structural foarte sensibilă, depinzînd mai ales de lungimea rosturilor grăunţilor şi de starea acestora.

Mărirea dimensiunii grăunţilor determină ridicarea temperaturii de tranziţie, fără ca aceasta să influenţeze plasticitatea şi rezilienţa la temperatură normală. Oţelul îmbunătăţit la sorbită, avînd aceeaşi rezistenţă de rupere cu a oţelului normalizat, se caracterizează printr-o rezistenţă la ruperea fragilă mai bună, fapt demonstrat de temperatura de tranziţie mai joasă a oţelului îmbunătăţit. Elementele de aliere, determinînd o pătrundere mai mare a călirii şi un grăunte mai mic vor coborî temperatura de tranziţie a oţelului, însă, în cazul cînd grăuntele în mai multe oţeluri ar fi acelaşi, rezistenţa la ruperea fragilă a oţelului aliat este mai mică decît a oţelului carbon, fapt care dovedeşte că elementele de aliere au o influenţă negativă.

Dacă elementul de aliere îndeplineşte rolul de bază, de a adînci călirea, el coboară punctul de tranziţie. În caz contrar, îl urcă. Cînd conţinutul acestuia în oţel este mai mare decît cel necesar acestui rol, influenţa sa asupra temperaturii de tranziţie este defavorabilă. Deci, cu cît secţiunea piesei este mai mare, cu atît conţinutul de elemente de aliere trebuie să fie mai mare, dar să nu treacă peste o anumită limită.

Şi în alte situaţii se constată o limită superioară a conţinutului util de elemente de aliere, depăşirea căruia poate avea consecinţe defavorabile.

Nichelul şi manganul se introduc în oţelul inoxidabil în cantitatea necesară pentru formarea structurii austenitice. Mărirea conţinutului acestor elemente peste cel necesar acestui scop influenţează negativ proprietăţile oţelului, cum este, de exemplu, rezistenţa la coroziunea intercristalină.

În oţelurile refractare crom-nichel, mărirea conţinutului de nichel peste cel necesar austenitizării complete duce la micşorarea refractarităţii acestui oţel.

În cazul elementelor parţial solubile în metalul de bază, conţinutul maxim de elemente de aliere este determinat de solubilitatea limită a acestuia la temperatura de călire. Depăşirea ei aduce micşorarea refractarităţii, mai ales din cauza precipitării unor faze în exces.

Influenţa elementelor (C, Cr, W, V, Mo, ş. a.) asupra capacităţii de tăiere a oţelului rapid se caracterizează, de asemenea, printr-o curbă cu punct maxim.

Deci, scopul principal al alierii este de a obţine o anumită structură corespunzătoare unor anumite procese tehnologice, pentru care ea trebuie efectuată pînă la anumite limite. Generalizîndu-se această observaţie şi la alte metale şi aliaje, se ajunge la teoria aşa-zisă a alierii limitate.

Proprietăţile mecanice ale aliajelor de aluminiu cu rezistenţă înaltă, la 20 şi — 196°C, în stare sudată şi nesudată.

Develoy R. Revue de Métallurgie, vol. 62, nr. 5, 1965, p. 463—477.

Lucrarea stabileşte caracteristicile mecanice la 20 şi —196°C, în stare sudată sau nesudată, a unor game de aliaje de tipul: Al—Mn; Al-Zn-Mg; Al-Cu; Al-Zn-Mg-Cu şi Al-Si-Mg.

Compoziţia chimică a aliajelor studiate este redată în tabela 1.

Pentru aliajele Al-Mg, s-au folosit la sudare electrozi cu aceeaşi compoziţie cu a aliajului de bază. Pentru restul aliajelor s-au folosit electrozi cu diferite compoziţii chimice, dintre care unii cu aceeaşi compoziţie cu a aliajului de bază.

Experienţele au fost efectuate pe table cu grosimea de 4 mm, obţinute din plăci cu grosimea de 70—110 mm, turnate continuu, apoi laminate la cald, pînă la grosimea de 8 mm, şi la rece, pînă la 4 mm. Electrozii de sudură au avut diametrul de 4 mm. În toate cazurile, sudarea a fost făcută cap la cap, prin procedeul TIG, cu protecţie de argon.

Pentru determinarea caracteristicilor mecanice au fost efectuate următoarele încercări: de tracţiune pe epruvete cu sau fără crestătură (coeficientul de concentrare a efortului la vîrful crestăturii egal cu 4,3); de rupere pe epruvete, de tip Keyhole; de rezilienţă pe epruvete tip Izod; de rezistenţă la oboseală pe epruvete triunghiulare. Toate determinările au fost efectuate la temperatura ambiantă şi la temperatura azotului lichid (—196°C).

În figurile 1 şi 2 sînt reprezentate valorile rezistenţei de rupere la tracţiune, a limitei de curgere, a alungirii şi a raportului σ_c/σ_r pentru aliajele studiate, la 20 şi la —196°C.

În toate cazurile metalul de aport a fost de aceeaşi natură cu aliajul de bază, cu excepţia aliajului A—f5GU pentru care s-a folosit ca material de aport un aliaj A—G4f2, cu următoarea compoziţie chimică: 0,35% Fe; 0,12% Si; 3,98% Mg; 2,01% Zn; 0,50% Mn şi 0,10% Ti.

Aliajele Al—Mg de tipul A—G4MC întrunesc valori maxime pentru proprietăţile mecanice, atît în stare sudată, cît şi la temperatura de —196°C. Îndeosebi la temperatura azotului lichid aceste aliaje au caracteristici remarcabile de rezistenţă la tracţiune şi la oboseală, în raport cu proprietăţile pe care le au la temperatură ambiantă. Încercările de rupere pe epruvete Keyhole şi cele de rezilienţă nu au pus în evidenţă fenomene de fragilizare. Aliajul A—G4MC se fasonează uşor prin deformare şi are o foarte bună sudabilitate, neprezentînd sensibilitate pentru fisurare şi recuperînd 90% din caracteristicile iniţiale. În plus, acest aliaj are o excelentă rezistenţă la coroziune. Acest ansamblu de proprietăţi explică larga aplicare a acestui aliaj atît în construcţiile sudate, cît şi în cele criogenice, chiar la temperatura heliului lichid (—269°C).

Totuşi, aliajul A—G4MC are o limită elastică relativ mică, ceea ce impune mărirea grosimii sau a diametrului pieselor. Limita elastică poate fi ridicată, însă, prin ecruisare, în acest

Tabela 1

Aliajul (clasa)	Tipul de aliaj	Fe, %	Si, %	Cu, %	Mg, %	Zn, %	Cr, %	Mn, %	Zr, %	Ti, %	V, %
Al — Mg	A — G_3NC	0,24	0,13	—	2,80	—	0,17	0,34	—	—	—
	A — G4MC	0,25	0,09	—	4,18	—	0,19	0,43	—	—	—
	A — G5MC	0,16	0,10	—	4,68	—	0,16	0,22	—	—	—
	A — G6	0,16	0,08	—	6,02	—	—	0,53	—	—	—
	A — G7	0,16	0,08	—	6,99	—	—	0,57	—	—	—
Al — Zn — Mg	A — Z4G	0,24	0,06	<0,01	2,15	3,37	0,14	0,29	0,16	0,02	—
	A — Z5G	0,23	0,06	<0,01	1,19	4,60	0,20	0,20	0,16	0,09	—
Al — Cu	A — V4SG	0,24	0,98	4,26	0,48	—	—	0,72	—	0,07	—
	A — U6MV	0,27	0,11	6,26	—	—	—	0,29	0,15	0,01	0,11
Al—Zn—Mg—Cu	A — Z5GV	0,25	0,09	1,39	2,72	6,01	0,22	0,23	—	0,07	—
Al—Si—Mg	A — SG	0,31	1,12	—	1,00	—	—	—	—	0,08	—

caz aliajul avînd o bună comportare la temperatura azotului lichid. În cazul pieselor sudate, este necesar ca în jurul cordonului de sudură să se refacă ecruisarea prin ciocănire.

În caz că sînt necesare caracteristici mecanice superioare celor ale aliajelor Al-Mg, trebuie să se recurgă fie la aliajele Al-Zn-Mg de tipul A—Z4G şi A—f5G, fie la aliajele Al-Cu, de tipul A—V6MV.

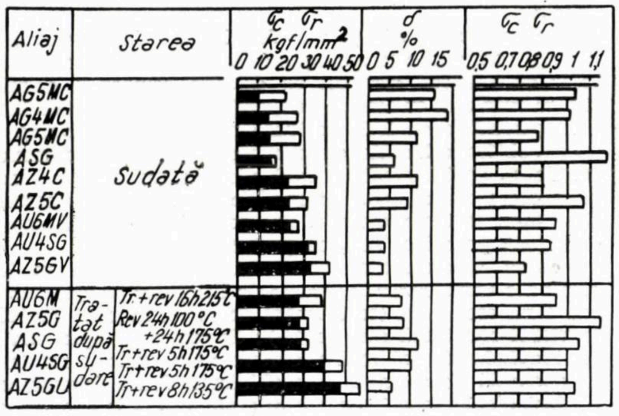


Fig. 1

Aliajele A—f4G şi A—f5G au limita elastică mai mare decît a aliajului A—G4MC, au o bună sudabilitate şi au proprietăţi mecanice bune la —196°C.

Aceste aliaje au însă o rezistenţă la coroziune în stare sudată mai mică decît a aliajului A—G4MC şi manifestă o oarecare fragilitate la —196°C. În legătură cu aceste aspecte, puse în evidenţă prin încercări de laborator, cercetările se continuă pe linia verificării în exploatarea unor piese sudate, supuse la solicitări mari la 20 şi —196°C.

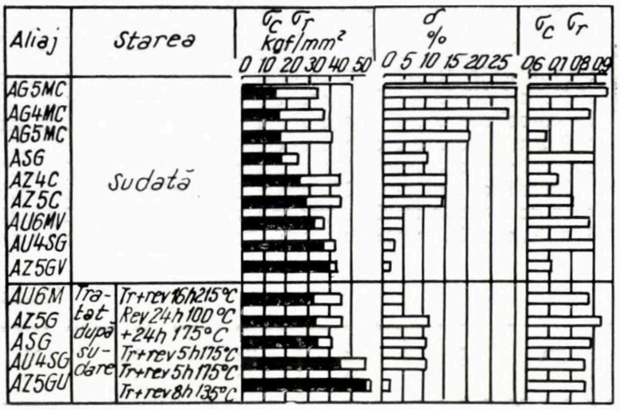


Fig. 2

Aliajul A—V6MV are o bună sudabilitate şi o comportare foarte bună în ansamblu la —196°C. Acest aliaj are o largă folosire în construcţiile sudate care lucrează la temperaturi joase. În încercările efectuate, s-a pus în evidenţă o majorare a caracteristicilor mecanice atunci cînd sudarea se execută sub protecţia completă de argon.

Aliajele Al-Cu, Al-4SG întrunesc caracteristici mecanice superioare celor ale aliajului A—V6MV. Acest aliaj este folosit pentru construcţii sudate, destinate a lucra la temperaturi pînă la —252°C. Sudarea trebuie să se facă sub protecţia completă de argon, folosind electrozi A—V6MVT cu compoziţia: 0,27% Fe; 0,11% Si; 6,08% Cu; 0,29% Mn; 0,14% Fr; 0,13% Ti şi 0,10% V.

Aliajul Al-Zn-Mg-Cu, A—f5GV are caracteristici mecanice mai bune decît aliajele A—4SG, însă are o sudabilitate mai slabă. Rezultatele obţinute la încercările de tracţiune pe epruvete crestate şi la încercările pe epruvete Keyhole sînt slabe, îndeosebi la —196°C. Prin folosirea aliajului A—G4f2 ca material de aport se realizează o ameliorare a proprietăţilor.

În toate cazurile, cînd condiţiile permit aplicarea unui tratament termic după sudare produce o ameliorare apreciabilă a caracteristicilor mecanice ale aliajelor.

Cercetări asupra materialului aluminiu — alumină fritoxal pentru aplicaţii în domeniul nuclear. Bias R., Moisan J., Jehenson P. şi Herenquel J. Revue de Métallurgie, vol. 62, nr. 5, 1965, p. 489—498.

Fritoxalul este un material obţinut prin extruziunea unui comprimat din pulbere de aluminiu oxidată. Fiecare particulă de aluminiu este înconjurată de un film de alumină. În timpul extruziunii, care se efectuează la temperatură ridicată, filmul de alumină este rupt; în punctele de întrerupere a filmului are loc sudarea aluminiu-aluminiu, ceea ce conferă complexului coeziunea.

Acest material se caracterizează prin: *a* — proprietăţi mecanice, la temperatura ambiantă şi la cald, superioare celor ale aluminiului; *b* — stabilitate structurală ridicată, nefiind posibilă nici o reacţie între aluminiu şi alumină; *c* — permeabilitate pentru neutroni de acelaşi ordin de mărime cu cea a aluminiului.

Pulberea de aluminiu este o pulbere lamelară, obţinută prin măcinare uscată din foi cu grosimea de 10—20 μ.

Clasarea se face prin procedee pneumatice în sorturi cu grosimea particulelor de 12—5—2 şi 1 μ. Oxidarea pulberii de aluminiu se realizează prin încălzire în aer: particulele de aluminiu se acoperă cu un film de alumină cu grosimea medie de 0,05—0,2 μ, ceea ce corespunde la un conţinut de 5—10% Al_2O_3.

Simbolizarea pulberii se face prin litera *A* cu index şi prin două grupe de cifre. Indexul literei *A* reprezintă puritatea aluminiului — A_4 aluminiu de 99%, iar A_9, aluminiu de 99,99% —; prima grupă de cifre se referă la grosimea particulelor, exprimată în zecimi de microni, iar a doua la grosimea filmului de oxid, exprimată în sutimi de microni.

Procesul tehnologic cuprinde următoarele faze: *1* — comprimare la rece, sub o presiune de 5—10 tf/cm²; *2* — degazare sub un vid de 10^{-2} mm Hg, la o temperatură de 600—625°C, pentru eliminarea apei şi a produselor generatoare de gaze, care produc sufluri în timpul sinterizării; *3* — comprimare la cald, la 500°C, sub o presiune de 20 kgf/mm²; *4* — extruziunea, urmată eventual de tragere.

Proprietăţile mecanice ale fritoxalului sînt influenţate de următorii factori: dimensiunea particulelor; gradul de oxidare a particulelor; puritatea aluminiului şi gradul de deformare la rece şi la cald.

Grosimea particulelor, după cum se arată în figurile 1 şi 2, are o influenţă importantă asupra valorilor proprietăţilor mecanice atît la temperatura ambiantă, cît şi la 450°C. Pe măsura micşorării grosimii particulelor de la 12 la 1μ, valorile rezistenţei de rupere la tracţiune şi ale limitei de curgere cresc de la simplu la dublu. În schimb, alungirea la rupere scade, de asemenea, apreciabil. Creşterea gradului de oxidare a particulelor de aluminiu influenţează pozitiv valorile proprietăţilor de rezistenţă şi plasticitate, însă numai pînă la o anumită limită. Astfel, pentru particule cu grosimea de 2 şi 1μ grosimea limită a filmului de alumină este respectiv de 0,05 şi 0,01μ; filme de oxid cu grosimi mai mari nu produc o îmbunătăţire a proprietăţilor mecanice.

Mărirea purităţii aluminiului de bază influenţează favorabil compactitatea produselor sinterizate şi, în mod neînsemnat, valorile proprietăţilor mecanice.

În figurile 3, *a* şi 3, *b* se arată influenţa deformării la rece asupra proprietăţilor mecanice: figura 3, *a* se referă la un fritoxal A 50-10D, laminat la rece, iar figura 3, *b* se referă la acelaşi material laminat la rece şi recopt o oră la 600°C.

Laminarea la rece produce ecruisarea materialului, influenţînd pozitiv proprietăţile mecanice pentru grade de reducere mai mici de 500%; pentru grade de reducere mai mari, valorile proprietăţilor mecanice se micşorează.

Gradul de deformare este calculat cu formula : $\frac{G - g}{g} \times 100$ unde : G este grosimea inițială și g — grosimea finală. Ecruisajul nu dispare decît după recoacerea la temperaturi mai mari de 450°C, timp de o oră.

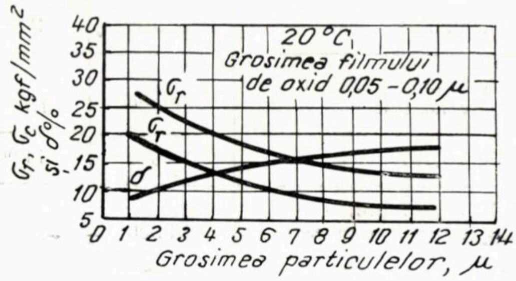


Fig. 1

Laminarea la cald permite grade de deformare cu mult mai mari ; proprietățile mecanice nu se degradează în acest caz, decît atunci cînd gradul de deformare depășește valoarea de 5 000 %.

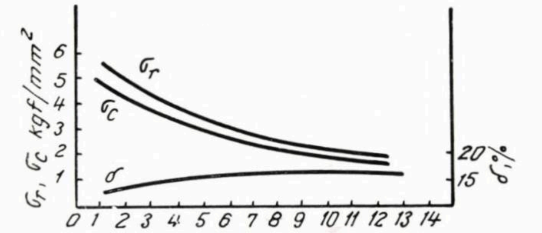


Fig. 2

Fritoxalul are o foarte bună stabilitate termică atît din punct de vedere structural, cît și în ceea ce privește valorile proprietăților mecanice. La 450°C, după cum se arată în tabela 1, valorile proprietăților mecanice rămîn constante chiar după mențineri la temperatură de 1 000 h.

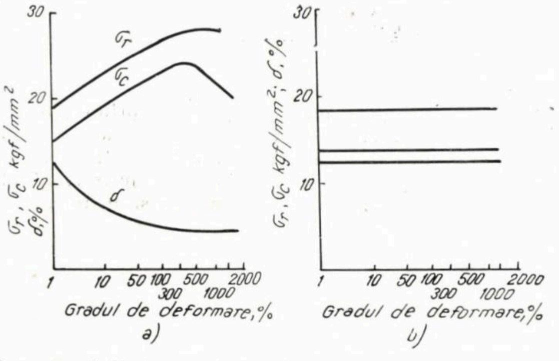


Fig. 3

Tabela 1

Calitatea	Tratamentul	
	1 h la 450°C	1 000 h la 450°C
A 120—20 D	15,5	15
A 50—10 D	20	19
A 20—07 D	24	24

Proprietățile mecanice rămîn neschimbate chiar la 600°C atunci cînd durata nu depășește 60 h.

Sudarea fritoxalului se efectuează foarte bine atunci cînd materialul este degazat, așa cum s-a arătat anterior. Îmbinarea prin brazare se efectuează cu aliaj Al-Si cu 13 % S, dezoxidat cu sodiu.

Rezistența la coroziune a fritoxalului a fost determinată la 400 și 450°C, în terphenil cu adaosuri de apă, pînă la 1 000 ppm, timp de 1 000 h. S-a constatat că rezistența la coroziune este foarte bună.

În concluzie, fritoxalul întrunește toate proprietățile necesare pentru un material destinat a servi pentru construcția tuburilor ce conțin elementul combustibil în reactoarele atomice.

Influența purității aluminiului asupra cineticii recristalizării. Fromagean R. și Albert Ph. Comptes Rendus, vol. 260, nr. 3, 1965, p, 895—899.

Se studiază influența purității asupra cineticii recristalizării aluminiului, după laminare la temperatura azotului lichid. Au fost determinate vitezele de germinare și de creștere pentru monocristale și pentru epruvete policristaline.

Cercetările au fost efectuate pe patru monocristale A, B, C și D, a căror puritate este exprimată prin valoarea rezistivității electrice, și anume, prin raportul ρ 20,4° K/ρ 293°K.

Pentru primele trei monocristale acest raport este situat între 850—900 × 10^{-6}, iar pentru monocristalul D, purificat prin topire zonară, raportul este 360 ×10^{-6}.

Monocristalele C și D au aceeași orientare cristalină ; după laminare în azot lichid, textura celor două monocristale nu a prezentat deosebiri sensibile.

Deosebirea de puritate între cele două monocristale are o influență apreciabilă asupra cineticii procesului de recristalizare, după cum se arată în tabela 1.

Viteza de germinare (W_G) crește considerabil atunci cînd puritatea se mărește. Totuși atît temperaturile θ_G de apariție a primilor germeni cristalini, cît și vitezele de creștere W_C diferă foarte puțin. Pe de altă parte, cînd puritatea crește, energia de acționare a procesului de germinare nu se modifică, iar energia de activare a procesului de creștere se micșorează.

În figura 1 sînt arătate rezultatele obținute pentru cristalele A, B, C și D. Figura 1, *a* se referă la procesul de germinare, iar 1, *b*, la procesul de creștere.

Cele patru drepte A, B, C și D (fig. 1, *a*) au pante apropiate și deci energia de activare a germinării este puțin influențată de puritate și de orientarea cristalină. La toate temperaturile, influența acestor doi factori este mai importantă pentru vitezele de germinare decît pentru cele de creștere.

Tabela 1

	W_G, cm^{-3} · s^{-1}		W_C, cm · s^{-1}		ΔH_G cal/atomg	ΔH_C cal/atomg	θ_G, °C
	0°C	−30°C	0°C	−30°C			
Monocristalul C	28 500	970	10,6 × 10^{-5}	43 × 10^{-7}	14 800	14 000	−60
Monocristalul D	160 000	5 600	10 × 10^{-5}	70 × 10^{-7}	14 700	12 000	−65

În partea a doua a lucrării s-a studiat influenţa purităţii aluminiului policristalin asupra procesului de recristalizare. S-a folosit aluminiu cu puritatea 99,994 şi 99,997 şi aceleaşi materiale purificate prin topire zonară.

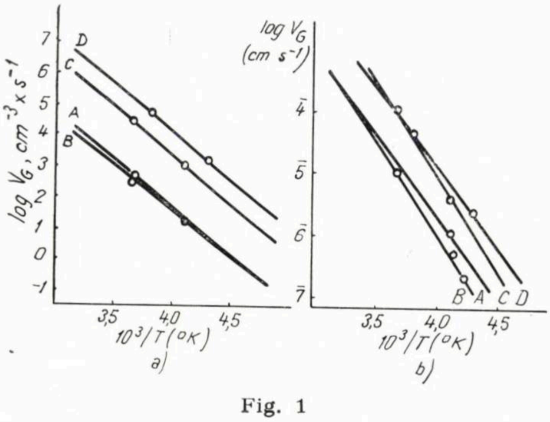


Fig. 1

Din figura 2 (*a* — germinare ; *b* — creştere) se constată că şi în cazul materialelor policristaline puritatea influenţează mai puternic viteza de germinare W_G decît viteza de creştere W_C. Panta unei drepte relative la viteza de creştere a cristalelor este mai mică pentru metalul purificat decît pentru cel de plecare, de unde rezultă că energia de activare a procesului de creştere a cristalelor se micşorează atunci cînd puritatea creşte. În cazul germinării, panta dreptei referitoare la materialul purificat nu diferă de a materialului de plecare, de unde rezultă că energia de activare a procesului de germinare nu este influenţată de creşterea purităţii materialului policristalin.

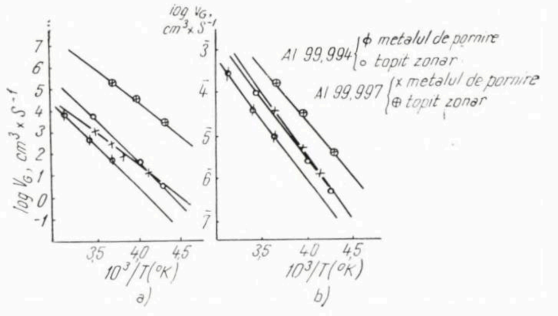


Fig. 2

În tabela 2 se dau valorile energiilor de activare pentru epruvetele policristaline.

Tabela 2

Materialul	ΔH_G cal/atomg	ΔH_C cal/atomg
Aluminiu 99,994	18 300	13 500
Aluminiu 99,994 purificat prin topire zonară	18 000	13 100
Aluminiu 99,997	14 000	14 000
Aluminiu 99,997 purificat prin topire zonară	14 300	12 200

După cum se arată în figura 3, care reprezintă variaţia duratei de incubaţie (τ) în funcţie de temperatura de recoacere, durata de incubaţie variază în funcţie de puritatea materialului. La orice temperatură valorile minime ale perioadei de incubaţie corespund metalului purificat prin topire zonară. Se constată, de asemenea, că durata perioadei de incubaţie depinde şi de orientarea cristalină a monocristalelor.

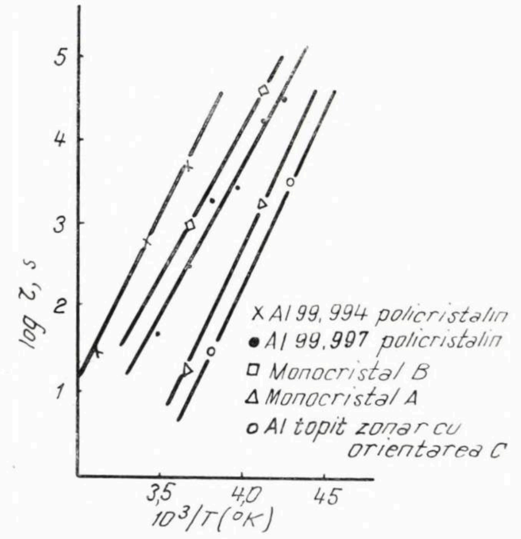


Fig. 3

În general, perioada de incubaţie se micşorează atunci cînd vitezele de germinare şi de creştere se măresc.

REVISTA REVISTELOR

Neue Hütte, nr. 10, 1965 : La a zecea aniversare a revistei Neue Hütte ; Şedinţa jubiliară — 10 ani GDBH (Societatea inginerilor minieri şi metalurgi germani) ; Sarcinile ştiinţei pentru dezvoltarea în perspectivă a industriei miniere şi metalurgice şi însemnătatea ei pentru economia naţională a R.D.G. ; Despre stadiul actual şi perspectiva metalurgiei pulberilor ; Instalaţii de turnare continuă în uzinele siderurgice din R.P.P. ; O cale nouă pentru îmbunătăţirea calităţii sîrmelor pentru conducte din aluminiu nealiat ; Extrudarea la rece a oţelului ; Forţele de laminare, momentele de laminare şi indicatorii de deformare la laminarea la rece a metalelor neferoase şi a oţelului ; Austenitizarea structurilor martensito-austenitice ; Cercetări privind structura în benzi a oţelurilor de rulmenţi ; Contribuţii la determinarea temperaturii de tranziţie cu ajutorul probei Erichsen ; Despre determinarea sodiului în aliajele Al—Si eutectice şi hipoeutectice.

Stahl und Eisen, nr. 20, 1965 : Aptitudinea oţelului pentru tratament termic ; Cercetarea formării depunerilor în cuva furnalului înalt ; Cercetări privind încărcarea dinamică a acţionării macaralelor siderurgice prin cuplaje elastice ; Straturi din oţel şi din metale neferoase depuse prin pulverizare cu pistoale şi verificarea aderenţei lor; Revista publicaţiilor tehnice din anii 1959/1960.

Mettallurgia (The British Journal of Metals), nr. 432, 1965: Istoria metalurgiei în valea rîului Wye; Dizolvarea carburilor în cursul tratamentului termic al oţelurilor austenitice inoxidabile; Importanţa factorului geometric în prevenirea coroziunii; Proprietăţile mecanice ale materialelor metaloceramice nucleare; Lucrări de sudură de înaltă calitate; O nouă presă de extruziune la întreprinderea High Duty Alloys din Distington; Realizări recente; Cu privire la extrapolarea datelor privind fluajul; Determinarea durităţii pe suprafeţe curbe.

Metallurg, nr. 10, 1965: Îmbunătăţirea sortimentului de laminate; Fabricarea aglomeratului la uzina metalurgică din Karaganda; Durabilitatea conurilor şi pîlniilor unui nou aparat de încărcare; Comportarea căptuşelii elementelor de răcire ale furnalului la elaborarea feromanganului; Separator de praf prin condensare pentru apărarea gazului; Influenţa oxidului de sodiu asupra capacităţii de rafinare a fluxului folosit pentru retopirea electrică sub zgură; Izolarea termică a lingourilor de oţel de calitate superioară cu deşeuri de dolomită; Durabilitatea bolţii a fost de 944 şarje; Compoziţia optimă a materialului folosit pentru repararea vetrelor; Torcretarea cuptoarelor Martin; Calibrarea grupului pregătitor al unui laminor continuu pentru sîrmă; Folosirea filierelor compuse la tragerea sîrmei de oţel moale; Fabricarea şi utilizarea ţevilor de tubaj; Mecanizarea curăţirii sleburilor; Exploatarea şi reconstrucţia secţiei de decapare a unui laminor de 2 800 mm; Munca la cuptoarele adînci va deveni mai uşoară; Căutări creatoare; În vizită la prietenii bulgari.

Izvestia vîsşih ucebnîh zavedenii. Ciornaia metallurghia, nr. 10, 1965: Influenţa compoziţiei zgurei asupra solubilităţii hidrogenului; Aplicarea teoriei cvasichimice pentru calculul activităţii componenţilor silicaţilor topiţi; Perfecţionarea algoritmului reglării regimului termic al furnalului; Evaluarea cantitativă a regimului termic al părţii superioare a furnalului; Prelucrarea termică a aglomeratului; Analiza regimului termic în cazul injectării unui combustibil prin gurile de aer; Problema elaborării oţelului semicalmat cu „capac mecanic"; Folosirea calcarului manganos în convertizorul cu oxigen; Intensificarea procesului de elaborare a oţelului din fier vechi şi fontă solidă prin barbotarea băii cu aer comprimat. Unele particularităţi ale fabricării oţelului de catalizatori cu conţinut redus de impurităţi; Cinetica reducerii aglomeratului şi a încărcăturii obişnuite la fabricarea ferosiliciului; Determinarea analitică a momentului de laminare a ţevilor la laminoarele automate; Unele particularităţi ale laminării benzilor stratificate; Studiul capacităţii de lucru a cilindrilor de laminor asamblaţi; Despre criteriul plasticităţii metalului; Metoda matricială de calcul al profilului cilindrilor laminoarelor cvarto; Structura aliajelor vanadiu-carbon; Unele particularităţi ale texturării tablei silicioase cu conţinut redus de impurităţi în timpul laminării la rece; Influenţa deformării termice asupra proprietăţilor oţelului moale; Particularităţile patentării sîrmei în strat pseudolichid; Studiul la microscopul electronic al structurii oţelurilor turnate, legat de alierea lor complexă şi de fenomenul de fragilitate ireversibilă de revenire; Studiul unor proprietăţi ale fontei cu rezistenţă mecanică ridicată, cu grafit nodular; Particularităţile formării scoarţelor pe piesele turnate din oţel inoxidabil; Influenţa gradului de umplere a camerei de zgură asupra aerodinamicii traseului pentru aer al capului de ardere al cuptorului Martin; Influenţa diferiţilor factori asupra lungimii unei flăcări turbulente; Rezolvarea problemelor conductibilităţilor nestaţionare cu ajutorul electrointegratoarelor de tip EI—12 la condiţii limită de gradul II; Studiul funcţionării mecanismului de strîngere al slebingului „la refuz"; Rezistenţa şi durabilitatea limitată la schimbări discrete şi continue ale condiţiilor de solicitare; Studiul eficacităţii economice a folosirii suflării combinate la furnale, prin metoda corelaţiilor; Informaţii.

Revue de Métallurgie, nr. 9, 1965: Influenţa frecvenţei, temperaturii şi a unei crestături asupra rezistenţei la oboseală a unui oţel Cr—Mo; Difuziunea în oţelurile forjate, în cursul tratamentelor termice de omogenizare; Influenţa iradierii cu neutroni rapizi asupra proprietăţilor mecanice ale unor oţeluri carbon sau slab aliate; Caracteristicile mecanice ale îmbinărilor sudate din table ecruisate din oţelul 18—10; Influenţa tratamentelor termice asupra texturii şi proprietăţilor mecanice ale oţelului inoxidabil cu 17 % Cr; Contribuţie la studiul rezistenţei la coroziune a oţelurilor inoxidabile cu sulf; Contribuţie la punerea în lucru prin sudare a oţelurilor utilizate la temperaturi foarte joase; Rolul molibdenului în comportarea sudurilor din oţelul inoxidabil de tipul 18—10, în mediu azotic, la fierbere; Influenţa sudurilor asupra rezistenţei la coroziune a oţelurilor inoxidabile 18—8 stabilizate, cu conţinut redus de carbon.

Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metallov, nr. 9, 1965: Proprietăţile mecanice ale oţelurilor semicalmate şi St 3SC şi St 3 nec; Proprietăţile oţelului de construcţii prelucrat în oală cu zgură lichidă sintetică; Alierea oţelului de construcţii; Proprietăţile oţelurilor de scule ca materiale de construcţii; Influenţa tratamentului termic simplu şi dublu asupra proprietăţilor oţelului slab aliat cu conţinut scăzut de carbon; Influenţa conţinutului de carbon asupra proprietăţilor oţelurilor slab aliate cu conţinut ridicat de carbon; Despre natura plasticităţii înalte a aliajelor martensitice maturabile; Influenţa carbonului şi a deformării plastice la rece după călire asupra proprietăţilor oţelului; Influenţa metalelor pămîntoase rare asupra structurii şi proprietăţilor oţelului de construcţii; Oţeluri rapide modificate, cu conţinut mai ridicat de carbon; Influenţa mărimii carburilor eutectoide şi secundare asupra proprietăţilor oţelului R 18; Influenţa cobaltului asupra structurii şi proprietăţilor oţelului rapid; Călirea izotermă a oţelurilor rapide; Determinarea călibilităţii oţelului aliat, folosind diagramele transformării izoterme a austenitei.

Kuznecino stampovocinoe proizvodstvo, nr. 10, 1965: Perfecţionarea procesului de matriţare a discurilor de turbine din aliaj EI. 437 BU; Nouă metodă de calcul al fazelor intermediare conice la refulare; Influenţa formei sculei asupra caracterului deformaţiei la oţelurile cu plasticitate redusă la refulare; Cercetarea stării de deformaţie la matriţarea secţionată a discurilor; Prelucrarea înclinaţiilor de matriţare prin rulare la cald; Determinarea experimentală a tensiunilor la ambutisarea pieselor în formă de cutii; Starea de tensiuni şi deformare a semifabricatelor din tablă la tragerea prin muchia de racordare; Sistemul periodic al tipurilor energetice ale maşinilor de forjare—presare; Axul excentric din berbec ca element de protecţie; Prese pentru materiale din deşeuri lemnoase cu strîngerea simultană a plăcilor; Încălzirea cu oxidare redusă a semifabricatelor în cuptoare cu cameră; Mecanizarea lucrului de documentare şi calcul în domeniul producţiei de forjare; Ştanţă pentru tăierea după contur şi fasonarea paletelor de turbine în condiţiile producţiei de serie mică; Matriţarea pastilelor cu gravuri din oţel lichid; Asupra spargerii berbecilor de la ciocane; Executarea pieselor forjate din lingouri alungite.

Liteinoe proizvodstvo, nr. 10, 1965: Eliminarea albirii în piesele cu pereţi subţiri, turnate din fontă tratată cu magneziu; Cercetarea procesului de turnare a tuburilor la maşini centrifugale de construcţie nouă; Durabilitatea cochiliilor răcite cu apă pentru turnarea tuburilor din fontă; Eliminarea retasurii din pereţii groşi şi nodurile termice ale pieselor turnate din fontă cu grafit nodular; Îmbunătăţirea sistemului de încălzire electrică a fontei la jgheabul cubiloului; Cubiloul răcit cu apă şi cuvă conică; Alegerea parametrilor constructivi optimi ai rezervoarelor maşinilor de împuşcat miezuri; Instalaţii de ventilaţie pentru turnătorii; Mecanismul acţiunii demodificatorilor în fonta tratată cu magneziu; Influenţa ceriului asupra structurii pieselor turnate din fontă hipoeutectică; Rezistenţa la uzură a fontei cu grafit nodular, călită izoterm; Despre compactitatea fontei cenuşii pentru instalaţii hidraulice; Teoria alierii şi alegerea compoziţiilor oţelurilor refractare pentru paletele de turbină turnate; Condiţiile de formare a defectului de turnare „creastă"; Acţiunea vibraţiei şi stabilizarea dimensiunilor pieselor turnate; Influenţa calciului metalic asupra structurii şi proprietăţilor oţelurilor înalt aliate cu crom şi nichel; Modernizarea uscătorului tip tobă; Amestec de cromomagnezită pentru căptuşeala cuptoarelor de inducție; Uscarea oalelor de turnare cu ajutorul arzătorului automat AF—61; Stand pentru uscarea oalelor de turnare; Turnarea centrifugală a bucșelor din fontă fără albire; Folosirea deșeurilor de oțel silicios la elaborarea în cubilou; Micșorarea consumului de energie electrică la elaborarea oțelului cu 13 % Mn; Placă de presare universală; Turnarea din bronz a obezilor roților dințate; Presă pentru executarea semiformelor pentru discurile mașinilor de curățat semințe; Factorii care influențează alegerea oțelurilor care pot să înlocuiască oțelul cu 13 % Mn; Despre raportul conținutului de mangan și carbon în oțelul cu 13 % Mn.

Slévárenstvi, nr. 10, 1965: Tehnologia de turnare a elementelor de radiator; Temperatura de călire cea mai indicată pentru călirea la suprafață a pieselor din fontă maleabilă; Forme ceramice executate prin procesul Unicast; Unele probleme ale mecanismului de formare a cojilor (DT); Încălzirea electrică a modelelor metalice; Curățarea pieselor turnate în forme executate cu ajutorul modelelor ușor fuzibile; Apariția crăpăturilor la piesele din oțel manganos austenitic; Execuția miezurilor pentru capul motorului de tractor prin împușcare pe mașina AVS—6; Influența tratamentului termic al pieselor din oțel înainte de călire asupra proprietăților după tratamentul termic final; Zgomotul în turnătorie

INDEX DE AUTORI

Albert Ph. . . . . p. 117
Barinov N. A. . . . . p. 112
Bertumé I. . . . . p. 83
Bias R. . . . . p. 116
Borzea C. . . . . p. 82
Chiriță V. . . . . p. 65

Damsker D. . . . . p. 88
Dembovețki V. P. . . . . p. 102
Develoy R. . . . . p. 115
Dragomir I. . . . . p. 61
Druschke W. . . . . p. 106

Fechete A. . . . . p. 82
Fotache I. . . . . p. 77
Fromagean R. . . . . p. 117
Gilbertson W. F. . . . . p. 106
Goezal J. . . . . p. 113
Guleaco A. P. . . . . p. 114

Hairutdinov R. M. . . . . p. 104
Herenquel J. . . . . p. 116

Imgram A. G. . . . . p. 111

Jehenson P. . . . . p. 116
Jerebin B. N. . . . . p. 102

Kissin D. A. . . . . p. 103
Kostin A. V. . . . . p. 111
Kostinskii D. S. . . . . p. 110
Kozak R. . . . . p. 69
Kudoiarov M. S. . . . . p. 102
Kurahtanov D. D. . . . . p. 104

Lunev O. A. . . . . p. 112

Marinescu-Firică M. . . . . p. 73
Martin H. L. . . . . p. 111
Michalski W. J. . . . . p. 107
Mișin P. P. . . . . p. 102
Moisan J. . . . . p. 116
Murguleț N . . . . p. 83
Nica M . . . . p. 61
Niță V. . . . . p. 80

Palombo P. . . . . p. 102
Parasiuk P. F. . . . . p. 109
Platonov B. P. . . . . p. 111
Platonov I. B. . . . . p. 111
Pozneakov M. V. . . . . p. 104
Price J. G. . . . . p. 102

Raghin E. I. . . . . p. 104
Rausch H. . . . . p. 107
Rădulescu I. . . . . p. 77
Rîjikov A. A. . . . . p. 111
Robbins J. L. . . . . p. 107

Sachelarie M. . . . . p. 95
Schaming E. J. . . . . p. 107
Schultz R. G. . . . . p. 105
Smith A. W. . . . . p. 105
Stanomir I. . . . . p. 82
Sulte I. A. . . . . p. 112

Șerban N. . . . . p. 95
Ștefănescu D. . . . . p. 99

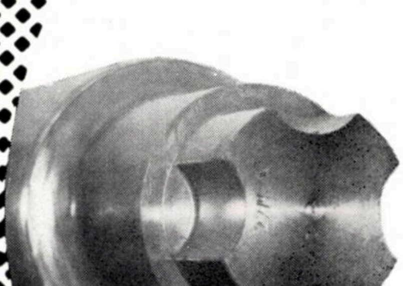
Tholander E. . . . . p. 108
Timonici D. D. . . . . p. 112

Volciok I. P. . . . . p. 110
Zahorsky P. . . . . p. 109

ORSZ. MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT

OȚELUL ROȘU

produce:



- platine din oțel, de 12—72 kg/m și 250 mm lățime
- profile ușoare pentru industria constructoare de mașini și construcții metalice
- benzi laminate la cald, de 20—115 × × 1—4 mm
- benzi laminate la rece, de 10—150 × × 0,2—3,5 mm
- benzi plumbuite și zincate pentru industria electrotehnică și construcții de mașini
- tablă neagră, decapată, zincată și zincată ondulată pentru industria constructoare de mașini, bunuri de larg consum, acoperișuri etc.
- cilindri din fontă cu crustă dură și semidură, pentru tablă și profile
- tuburi flexibile pentru semănători, din bandă protejată cu zinc

FABRICA DE ȚEVI SUDATE • BUCUREȘTI•

ȘOS. COLENTINA 251, TEL. 354910-18-19

Țevi sudate elicoidal

ȚEVI SUDATE ELICOIDAL DIN OȚELURI CARBON ȘI SLAB ALIATE, CU DIAMETRELE DE 419, 470, 521, 620, 720, 820, 920 și 1020 mm ȘI CU GROSIMEA PERETELUI DE 4—12 mm, UTILIZABILE LA TRANSPORTUL FLUIDELOR (CONDUCTE MAGISTRALE DE GAZE, CONDUCTE DE TERMOFICARE, ALIMENTĂRI CU APĂ ETC.)

INDUSTRIA SÎRMEI

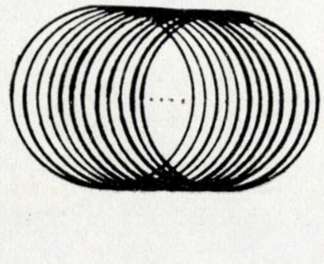
CÎMPIA TURZII

LAMINATE

din oţeluri carbon obişnuite,
din oţeluri carbon de calitat
din oţeluri aliate pentru con
trucţii,
din oţeluri pentru rulmenţi,
arcuri, pile şi scule

BARE TRASE

din oţeluri carbon obişnuite
din oţeluri carbon de calitat
din oţeluri aliate pentru con
trucţii, rulmenţi şi scule



Produsele rotunde se pot livra în stare laminată, trasă, cojită sau şlefuită

STRADA LAMINORIŞTILOR, 145 — RAIONUL TURDA — REGIUNEA CLUJ
TELEFON 2, 9, 14 şi 32

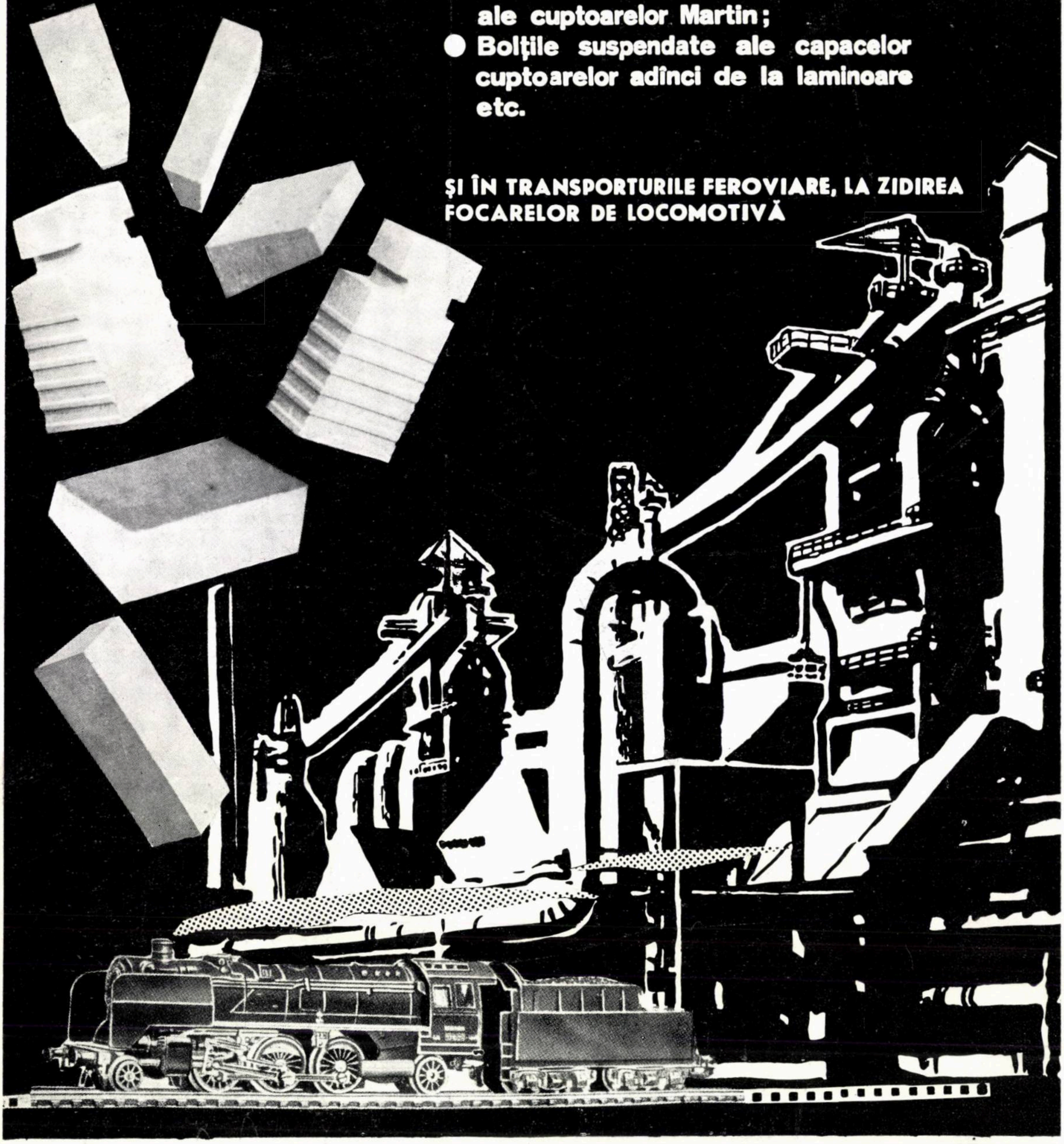
CĂRĂMIZI REFRACTARE

SILICO-ALUMINOASE

UTILIZATE ÎN INDUSTRIA SIDERURGICĂ LA

- Căptuşeala oalelor de fontă;
- Grătarele camerelor regeneratoare ale cuptoarelor Martin;
- Bolţile suspendate ale capacelor cuptoarelor adînci de la laminoare etc.

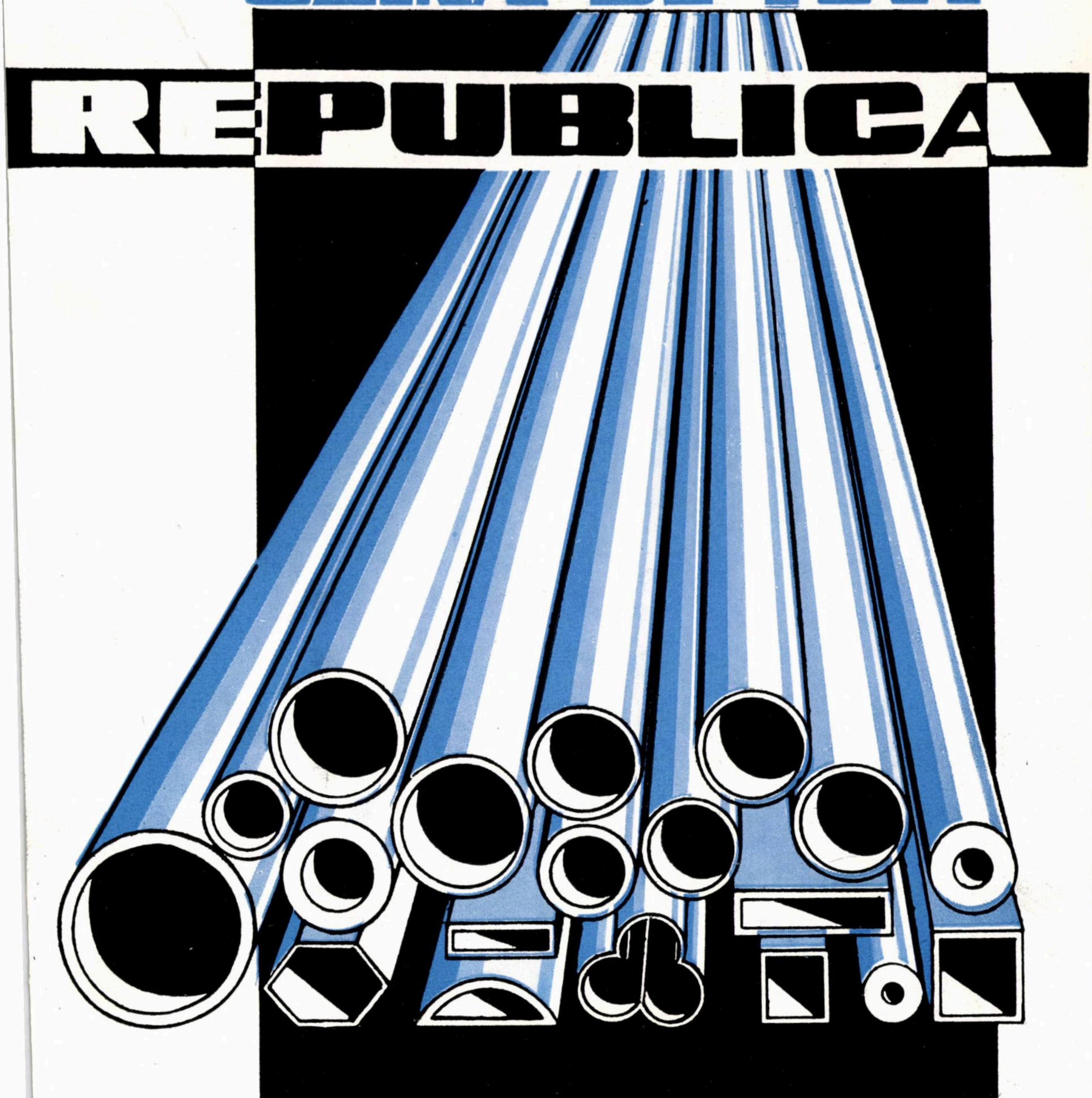
ŞI ÎN TRANSPORTURILE FEROVIARE, LA ZIDIREA FOCARELOR DE LOCOMOTIVĂ



„REFRACTAR"

FABRICA DE PRODUSE REFRACTARE
— ALEŞD —
REGIUNEA CRIŞANA — TELEFON 16

UZINA DE TEVI
REPUBLICA



- Produse tubulare cu diametrul sub 6″, pentru industria petrolieră
- Produse tubulare cu diametrul sub 6″, pentru prospecțiuni geologice
- Țevi rotunde și profilate — de precizie — trase la rece, cu diametrul de 5 — 57 mm, pentru construcții
- Țevi rotunde și profilate, laminate la cald, cu diametrul de 48—152 mm, pentru construcții
- Țevi cu diametrul sub 6 , pentru instalații de apă, gaz și abur

REDAȚI CIRCUITULUI ECONOMIC DEȘEURILE DE METALE ȘI METALELE VECHI INTENSIFICÎND PREDAREA LOR CĂTRE ÎNTREPRINDEREA PENTRU COLECTAREA METALELOR

ICM
ICM
ICM
ICM
ICM
ICM
record
fram

1966 MAI 9

E 3280

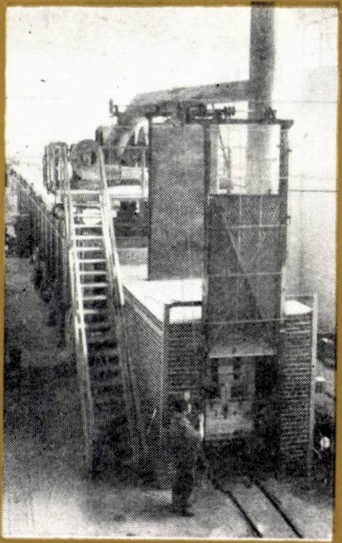
METALURGIA

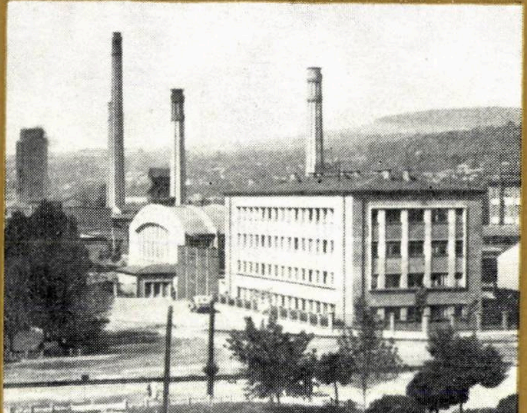
3

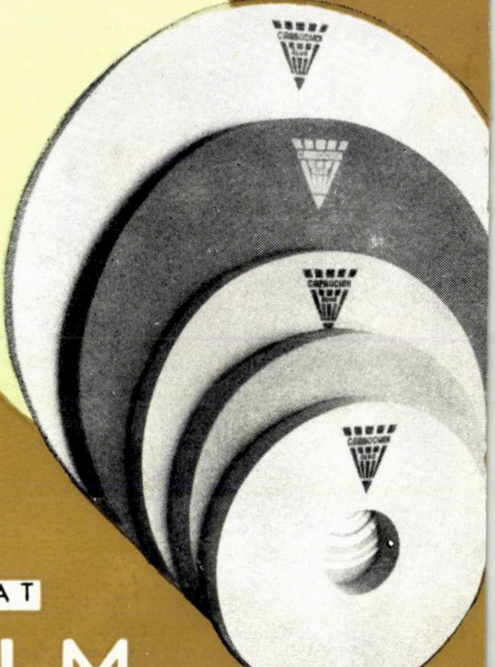
METALURGIA • BUCUREȘTI • ANUL XVIII • NR. 3 • MARTIE 1966

CARBOCHIM
CLUJ

CORPURI ABRAZIVE CU
LIANT CERAMIC ŞI ORGANIC.
DIN ELECTROCORINDON NORMAL.
ELECTROCORINDON NOBIL
(VERAL) ŞI CARBURĂ DE SILICIU.
PENTRU OPERAŢII DE ASCUŢIRE
ŞI FINISARE A SCULELOR
AŞCHIETOARE. ŞLEFUIRI,
OPERAŢII DE RECTIFICARE,
LUSTRUIRE ŞI FINISARE A PIESELOR DIFERITELOR APARATE DE PRECIZIE ETC.







ÎNTREPRINDEREA INDUSTRIALĂ DE STAT
CARBOCHIM
CLUJ ● PIAŢA 1 MAI Nr. 3 ● TELEFON 2206

METALURGIA

Anul 18 nr. 3 martie 1966

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR
DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT

CUPRINS

UDII ŞI CERCETĂRI

pag.

Iurgulet N. şi *Bărăscu I.* : **Un nou tip de instalaţie pentru dezgheţarea minereurilor şi cărbunilor** . . . 121

Iarinescu-Firică M. : **Influenţa factorilor de calitate a oţelului asupra rezultatelor unui tratament termic corect aplicat (II)** 130

Dascălu H. : **Consideraţii privind decarburarea oţelului de rulmenţi** 135

assu N. : **Tratamentul termomecanic la temperaturi superioare (T.T.M.T.S.) — metodă eficientă pentru îmbunătăţirea proprietăţilor mecanice şi a structurii oţelurilor întrebuinţate în construcţia de maşini** 140

oniţă I. : **Consideraţii privind obţinerea aluminiului celular poros** 144

EALIZĂRI TEHNICE

odreanu M. : **Lubrifianţi de tip nou pentru ungerea matriţelor de forjat** 149

Iorait M. şi *Mustăcescu E.* : **Incercări pentru stabilirea unor corelaţii între metoda de dizolvare electrolitică şi metoda metalografică de determinare a incluziunilor nemetalice din oţeluri** 154

azăr C. : **Reţete noi de vopsele pentru vopsirea formelor şi miezurilor executate din amestec cu silicat de sodiu** 156

CTUALITĂŢI ŞI DISCUŢII

ragomir I. : **Cîteva aspecte ale tratamentului oţelului lichid sub vid** 157

ebuşapcă D., *Soare R.* şi *Niţu I.* : **Creşterea producţiei şi a productivităţii muncii în industria siderurgică în perioada 1959—1964** 164

ovac St. : **Problema zgomotului la fabricile de cabluri din oţel** 168

TRASE 170

ECENZII 180

ONICĂ 182

SOMMAIRE

CD 625.245.7.068.335.3 :622.692.6

Murguleț N. et *Bărăscu I.* : **Un nouveau type d'insta**
lation pour le dégel des minerais et des charbons.

Metalurgia 18 (1966), no. 3, p. 121–129

On décrit une nouvelle installation de dégel pour les min
rais (éventuellement pour les charbons) transportés dura
l'hiver dans des wagons. Cette installation emploie des pa
neaux radiants et a une efficacité de 200% par rapport
l'installation utilisée précédemment.

CD 669.14 : 621.785

Marinescu-Firică M. : **L'influence des indices de qualité**
l'acier sur les résultats d'un traitement thermique bien a
pliqué.

Metalurgia 18 (1966), no. 3, p. 130–134

L'examen des conditions techniques prescrites par les sta
dards pour les aciers au carbone et alliés démontre que l
indices de qualité sont insuffisants si l'on tient compte
niveau atteint par le développement de l'industrie mécaniq
roumaine.

CD 669.14.043.564 :621.822.7

Dascălu H. : **Considérations sur le problème de la décarb**
ration de l'acier à roulements.

Metalurgia 18 (1966), no. 3, p. 135–140

L'auteur présente les résultats expérimentaux obtenus p
les usines „Industria sîrmei"—Cîmpia Turzii en ce qui co
cerne la décarburation des laminés en acier à roulement
ainsi que les possibilités de limiter ce défaut.

CD 621.785/.787

Sassu N. : **Le traitement thermomécanique aux hautes te**
pératures.

Metalurgia 18 (1966), no. 3, p. 140–144

On compare le traitement thermomécanique aux haut
températures et le traitement thermique au-dessus du poi
M_S, et l'on montre les résultats de l'application du traiteme
thermomécanique aux hautes températures dans le cas d
aciers au silicium.

CD 669.715–496.3

Ioniță I. : **L'aluminium cellulaire poreux**

Metalurgia 18 (1966), no. 3, p. 144–148

Sont exposées les expériences conduites dans le but
réaliser un alliage en aluminium poreux ayant un poids sp
cifique d'environ 1,2 kgf/dm^3. Un nouveau procédé a é
mis en oeuvre pour obtenir les matériaux poreux : la cou
de l'alliage dans un moule rempli de granules solubles q
ont été ensuite éliminés par dissolution.

CD 621.892.09 :621.975.061

Codreanu M. : **Lubrifiants nouveaux pour le graissage des étampes de forge.**

Metalurgia 18 (1966), no. 3, p. 149–153

L'auteur présente les principaux matériaux employés comme lubrifiants, leurs avantages et leurs désavantages.

CD 669.14 :539.219.1 :620.18

Morait M. et *Mustăcescu E.* : **Essais d'établir des corrélations entre la méthode de dissolution électrolytique et la méthode métallographique de détermination des inclusions non métalliques des aciers.**

Metalurgia 18 (1966), no. 3, p. 154–156

Les conclusions tirées des essais effectués pour déterminer les inclusions non métalliques des aciers montrent qu'il est possible d'établir une corrélation entre les résultats obtenus par la méthode de séparation électrochimique et par la méthode métallographique.

CD 621.743/.744 : 667.637

Lazăr C. : **Recettes nouvelles pour teintures servant à teindre les moules et les noyaux exécutés à l'aide d'un mélange à silicate de sodium.**

Metalurgia 18 (1966), no. 3, p. 156–157

Pour limiter les adhérences qui se forment pendant la coulée dans les moules (et noyaux) durcis avec du silicate de sodium, l'auteur donne trois recettes de teintures utilisées aux usines ,,Steagul roșu" — Brașov.

CD 621.741.4 :621.746.583

Dragomir I. : **Quelques aspects du traitement de l'acier liquide sous vide.**

Metalurgia 18(1966), no.3, p. 157–164

On analyse, du point de vue thermodynamique et cinétique, certains processus qui ont lieu durant l'élaboration et la coulée de l'acier sous vide (dégazation, désoxydation, réduction des oxydes de la doublure réfractaire, volatilisation).

CD 669.1 :338.062.413

Rebușapcă D., *Soare R.* et *Nițu I.* : **L'augmentation de la production et de la productivité du travail dans l'industrie sidérurgique.**

Metalurgia 18 (1966), no. 3, p. 164–168

Les auteurs examinent la dynamique de la production et de la productivité du travail dans les principaux secteurs de l'industrie sidérurgique et établissent la corrélation entre l'augmentation de la production globale, de la productivité du travail et du nombre des salariés.

CD 628.517.2 :677.721

Novac St. : **Le problème du bruit dans les fabriques pour câbles en acier.**

Metalurgia 18 (1966), no. 3, p. 168–170

En appliquant des mesures judicieuses d'isolation phonique et en réduisant les vibrations des machines on peut atténuer le bruit dans les fabriques pour câbles et l'amener à un degré d'intensité admissible.

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 625.245.7.068.335.3 :622.692.6

Мургулец Н. и БэрэскуИ.: **Новая конструкция установки для размораживания руды, угля и аналогичных материалов.**

Metalurgia 18 (1966), № 3, стр. 121–129

Описывается новая установка для размораживания руды (или угля), транспортируемой зимой в вагонах, с использованием теплоизлучающих панно. Эффективность установки — 200 % по сравнению с устройством используемом до настоящего времени для этой цели.

ДК 669.14 :621.785

Маринеску-Фирика М.: **Влияние качественных факторов стали на результаты правильно применяемой термообработки.**

Metalurgia 18 (1966), № 3, стр. 130–134

Рассматриваются технические условия стандартов на углеродистые и легированные стали, причем отмечается неудовлетворительное изложение качественных показателей, учитывая нынешнюю стадию развития румынской машиностроительной промышленности.

ДК 669.14.046.564 :621.822.7

Даскэлу Х.: **К вопросу обезуглероживания стали для подшипников.**

Metalurgia 18 (1966), № 3, стр. 135–140

Приводятся результаты опытов проведенных предприятием ,,Индустрия Сырмей'' — Кымпия Турзий по обезуглероживанию стального проката для подшипников, а также указываются выводы относительно возможностей ограничения этого дефекта.

ДК 621.785.787

Сассу Н.: **Термомеханическая обработка при высоких температурах.**

Metalurgia 18 (1966), № 3, стр. 140–144

Проводится сравнение между термомеханической обработкой при высоких температурах и термообработкой выше точки M_s, причем указываются результаты, полученные при термомеханической обработке при высоких температурах, применительно к кремнистым сталям.

ДК 669.715–496.3

Ионицэ И.: **Пористый ячеистый алюминий.**

Metalurgia 18 (1966), № 3, стр. 144–148

В статье освещаются опыты, проведенные в целях получения пористого алюминиевого сплава с удельным весом около 1,2 кГ/дм^3. Для получения пористых материалов использован новый способ, состоящий в отливке сплава в форме наполненной растворимыми гранулами, впоследствии удаляемыми путем растворения.

ДК 621.892.09 :621.975.061

Кодряну М.: **Новые смазочные материалы для смазки молотовых штампов.**

Metalurgia 18 (1966), № 3, стр. 149 – 153

Указываются основные материалы, применяемые в качестве смазок, а также соответствующие преимущества и недостатки.

ДК 669.14 :539.219.1 :620.18

Мораит М. и Мустэческу Э.: **Попытки установления взаимосвязи между методом электролитического растворения и металлографическим методом определения неметаллических включений в сталях.**

Metalurgia 18 (1966), № 3, стр. 154 – 156

Заключения, выведенные на основании испытаний проведенных в целях определения неметаллических включений в сталях указывают на возможность установления соотношения между результатами, получаемыми методом электрохимического разделения и металлографическим методом.

ДК 621.743./44 :667.637

Лазэр К.: **Новые рецепты красок для окраски форм и стержней, изготовляемых из смеси с силикатом натрия.**

Metalurgia 18 (1966), № 3, стр. 156 – 157

В целях снижения пригара образующегося при отливке в формы (и стержни), упрочненные силикатом натрия, автор приводит 3 рецепта красок, применяемые на Брашовском заводе ,,Стягул Рошу''.

ДК 621.741.4 :621.746.583

Драгомир И.: **Ряд аспектов вакуумной обработки жидкой стали.**

Metalurgia 18 (1966), № 3, стр. 157 – 164

Проводится термодинамический и кинетический анализ ряда процессов выработки и отливки стали под вакуумом (дегазификация, раскисление, восстановление окислов в огнеупорной футеровке, испарение).

ДК 669.1 :338.062.413

Ребушапка Д., Соаре Р. и *Ницу И.:* **Рост производства и производительности труда в черной металлургии.**

Metalurgia 18 (1966), № 3, стр. 164 – 168

Анализируется динамика производства и производительности труда в основных секторах черной металлургии, причем устанавливается взаимосвязь между ростом валовой продукции, поизводительностью труда и численностью рабочих.

ДК 628.517.2 :677.721

Новак Ш.: **Вопрос шума на заводах стальных канатов.**

Metalurgia 18 (1966), № 3, стр. 168 – 170

В результате применения целесообразных мер для звуковой изоляции непосредственно у источника шума и снижения вибрации станков, представляется возможным снижение шума на заводах, выпускающих стальные Канаты, причем шум доводится до допускаемых пределов.

INHALTSVERZEICHNIS

DK. 625.245.7.068.335.3 :622.692.6

Murguleț N. și *Bărăscu I.* : **Ein neuer Anlagentyp für da
Auftauen von Erzen, Kohle usw.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 3, H. 121–129

Es wird eine neue Enteisungsanlage für Erze (eventuel
auch Kohlen) beschrieben, die während des Winters in Güt
terwagen befördert werden. Zu diesem Zweck werden Strah
lungstafeln verwendet, die eine 200 %-ige Wirksamkei
gegenüber den bisher verwendeten Verfahren aufweisen.

DK 669.14 :621.785

Marinescu-Firică M. : **Der Einfluss der Qualitätsfaktore
des Stahls auf die Ergebnisse einer vorschriftsmässig ange
wandten Wärmebehandlung.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 3, H 130–134

Die Überprüfung der technischen Bedingungen der Stan
darde für Karbon- und legierte Stähle ergibt, dass die Quali
tätskennziffern nicht richtig erfasst werden und die vorge
schriebenen Bedingungen unzulänglich für den gegenwärtige
Entwicklungsstand des Maschinenbaus in Rumänien sind

DK 669.14.046.564 :621.822.7

Dascălu H. : **Betrachtungen im Zusammenhang mit de
Entkohlung des Kugellagerstahls.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 3, H. 135–140

Es werden die Ergebnisse der in „Industria Sîrmei”
Werk, Cîmpia Turzii eingeführten Versuche dargelegt, in
Zusammenhang mit der Entkohlung des Kugellagerstahls
sowie die Schlussfolgerungen in Bezug auf die Möglichkeite
zur Herabsetzung dieses Fehlers.

DK 621.785/.787

Sassu N. : **Thermomechanische Behandlung bei hohen Tem
peraturen**

Metalurgia 18 (1966), nr. 3, H. 140–144

Der Verfasser zieht einen Vergleich zwischen der ther
momechanischen Behandlung bei hohen Temperaturen un
der Wärmebehandlung über den M_s-Punkt. Ferner werde
die Ergebnisse angeführt, die bei der Anwendung der ther
momechanischen Behandlung siliziumhaltiger Stähle er
zielt wurden.

DK 669.715–496.3

Ioniță I. : **Poröser Zellenaluminium**

Metalurgia 18 (1966), nr. 3, H. 144–148

Der Aufsatz gibt einen Überblick über die Versuche zu
Erzielung einer porösen Aluminiumlegierung mit eine
spezifischen Gewicht von rund 1,2 kgp/dm^3. Für die Erzeu
gung poröser Stoffe wird ein neues Verfahren angewandt
bei die Legierung in eine mit lösbaren Körnern gefülltes For
gegossen wird. Die körner werden nachträglich herausgelöst

DK 621.892.09 :621.975.061

Codreanu M. : **Neue Schmiermitteltypen für das Einfetten der Schmiedegesenke.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 3, H. 149–153

Es werden die wichtigsten zu diesem Zweck verwendeten Schmiermittel angeführt und deren Vor- und Nachteile dargelegt.

DK 669.14 :539.219.1 :620.18

Morait M. și *Mustăcescu E.* : **Versuche zur Feststellung von Wechselbeziehungen zwischen dem Verfahren der elektrolytischen Lösung und dem metallographischen Verfahren zur Bestimmung der nichtmetallischen Einschlüsse im Stahl.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 3, H. 154–156

Die Schlussfolgerungen der Versuche zur Bestimmung nichtmetallischer Einschlüsse im Stahl ergaben die Möglichkeit eine Wechselbeziehung zwischen den, durch das Verfahren der elektrochemischen Trennung und dem metallographischen Verfahren erzielten Ergebnisse festzustellen.

DK 621.743/.744 : 667.637

Lazăr C. : **Neue Farbenrezepte für das Färben von Formen und Kernen aus Gemischen mit Natriumsilikatzusatz.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 3, H. 156–157

Zur Herabsetzung der Haftung beim Giessen in Formen (und Kernen), die mit Wasserglas verfestigt wurden, führt der Verfasser drei Farbenrezepte an, die in den ,,Steagul roșu" – Werken von Brașov verwendet werden.

DK 621.741.4 :621.746.583

Dragomir I. : **Einige Aspekte der Behandlung des flüssigen Stahls in Vakuum.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 3, S. 157–264

Vom thermodynamischen und kinetischen Standpunkt aus werden einige Prozesse der Erschmelzung und des Giessens des Stahls im Vakuum analysiert (Entgasung, Desoxydation, Reduktion der Oxyde in der feuerfesten Auskleidung und Verdunstung).

DK 669.1.338.062.413

Rebușapcă D., *Soare R.* und *Nițu I.* : **Die Steigerung der Produktion und der Arbeitsproduktivität in der Hüttenindustrie.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 3, H. 164–168

Es wird die Dynamik der Produktion und Arbeitsproduktivität in den wichtigsten Sektoren der Hüttenindustrie analysiert, wonach die Wechselbeziehung zwischen der Steigerung der Bruttoproduktion, der Arbeitsproduktivität und der Angestelltenzahl festgelegt wird.

DK 628.517.2 :677.721

Novac St. : **Das Problem des Lärms bei der Fertigung von Stahlkabeln.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 3, H. 168–170

Durch die Anwendung richtiger Massnahmen der Schallisolation und die Verringerung, der durch die Maschinen hervorgerufenen Schwingungen, kann der Lärm in den Kabelfabriken auf einen zulässigen Stand herabgesetzt werden.

CONTENTS

DC 625.245.7.068.335 :3.622.692.6

Murguleț N. and *Bărăscu I.* : **A new installation for softening the ores, coals etc.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 3, p. 121–129

A new installation for softening the ores (eventually the coals) transported in trucks during winter by means of radiant panels whose efficiency is twice higher than that of the previously used installation is described.

DC 669.14 :621.785

Marinescu-Firică M. : **The influence of the steel quality factors on the results of a correctly applied thermic treatment.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 3, p. 130–134

It has been found from examining the technical conditions of the carbon and alloy steel standards that the relevant quality indexes are not sufficiently adapted to the present development stage of the Rumanian machine-building industry.

DC. 669. 14. 046. 564. :621.822.7

Dascălu H. : **Some considerations concerning the problem of the decarburization of bearing steel.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 3, p. 135–140

The results are given of the experiments carried out at the ,,Industria Sîrmei" enterprise in Cîmpia Turzii, concerning the decarburization of the rolled goods made of bearing steel and some conclusions are drawn regarding the possibilities of limiting this defect.

DC 621.785/.787

Sassu N. : **The thermomechanical treatmen at high temperatures.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 3, p. 140–144

A comparison is made between the thermomechanica treatment at high temperatures and the thermic treatmen above the point M_s and the results obtained by applyin the former treatment in the case of silicon steels are pointe out.

DC 669.715–496.3

Ioniță I. : **The porous cellular aluminium.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 3, p. 144–148

The author describes the experiments carried out for obtai ing a porous aluminium alloy with a specific weight of abou 1.2 kgf/dm^3. Some porous materials have been obtaine by using a new method based on the casting of the allo in a mould filled with soluble granules which have then bee removed by dissolution.

DC. 621.892.09 :621.975.061

Codreanu M. : **New-type lubricants for greasing forging moulds.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 3, p. 149 – 153

The principal materials used as lubricants as well as their respective advantages and disadvantages are presented.

DC 669.14 :539.219.1 :620.18

Morail M. and *Mustăcescu E.* : **The tentative establishment of some correlations between the electrolytical dissolution method and the metallographical method of determining the non-metalic inclusions in steels.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 3, p. 154 – 156

The conclusions, reached from the tests carried out for determining the non-metallic inclusions in steels point to the possibility of establishing a correlation between the results obtained by the electrochemical separation method and the metallographical method.

DC 621.743/744 :667.637

Lazăr C. : **Some new dye recipes for dyeing the moulds and cores made from sodium-silicate mixtures.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 3, p. 156 – 156

Three dye recipes used at the ,,Steagul roșu" Works in Brașov are suggested by the author for reducing the adherences formed during casting in moulds (and cores) reinforced with sodium silicate.

DC 621.741.4 :621.746.583

Dragomir I. : **Some aspects of the liquid steel treatment under vacuum conditions.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 3, p. 157 – 164

The paper contains the thermodynamic and kinetic analysis of some processes connected with the vacuum-casting of steel (degasing, deoxidation, reduction of the oxides from the refractory coating, volatilization).

DC. 669.1 :338.062.413

Rebușapcă D., Soare R. and *Nițu I.* : **Increasing the production and labour productivity in the siderurgical industry.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 3, p. 164 – 168

After analysing the dynamics of production and labour productivity in the main sectors of the siderurgical industry, the authors established a correlation between the increase of the overall outpout and labour productivity and the number of workers.

DC 628.517.2 :677.721

Novac St. : **The noise problem in steel cable factories.**

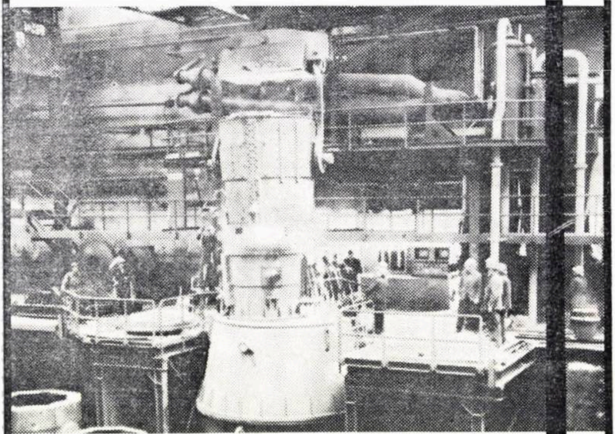
Metalurgia 18 (1966), nr. 3, p. 168 – 170

By applying some adequate phonic insulation measures at the source and by reducing the vibration of machines it has been possible to attenuate the noise in cable factories and to bring it at an admissible intensity level.

INSTALAȚIE DE DEGAZARE A OȚELULUI, TIP MESSO

Instalația realizează degazarea în vid, în vederea îmbunătățirii calității oțelului, fiind înzestrată cu un dispozitiv de producere a vidului cu o capacitate de absorbție de 100 000 — 1,5 mil. m³/h.

Pînă în prezent, astfel de instalații au fost livrate în România, Anglia, Franța, Olanda, Japonia, Cehoslovacia și Germania.



MESSO

STANDARD-MESSO DUISBURG
GESELLSCHAFT FÜR CHEMIETECHNIK M.B.H.&CO.
41 Duisburg · Düsseldorfer Straße 29 · West-Deutschland

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR * DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT

METALURGIA

ANUL 18
Nr. 3
MARTIE
1966
BUCUREȘTI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGIGE ȘI AL CONSILIULIU NAȚIONAL AL INGINERILOR
ȘI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

STUDII ȘI CERCETĂRI

CZ 625.245.7.068.335.3 : 622.692.6

Un nou tip de instalație pentru dezghețarea minereurilor și cărbunilor

Conf. ing. N. MURGULEȚ și ing. I. BĂRĂSCU
Institutul de proiectări de uzine și instalații metalurgice – IPROMET

Datorită creșterii an de an a producției de fontă în țara noastră, transportul minereului (indigen sau importat) și al cărbunilor ocupă o pondere din ce în ce mai mare în sistemul general de vehiculare a mărfurilor.

În cursul iernii însă, minereurile și cărbunii transportați în vagoanele de cale ferată sînt atît de puternic înghețate, încît descărcarea lor necesită un timp îndelungat și un volum mare de muncă care, adeseori, depășește de 10 ori pe cel necesitat de minereul neînghețat.

Pentru exemplificare se poate arăta că în cursul iernii imobilizările de vagoane, determinate de înghețarea materialelor destinate uzinelor metalurgice din țara noastră, totalizează circa 2 800 000 h vagon.

În cele ce urmează se tratează problema minereurilor înghețate dar toate cele arătate se aplică și cărbunilor, diferențele de calcul constînd doar în adoptarea caracteristicilor fizice ale acestora (căldură specifică, greutate volumetrică etc.).

Adîncimea de înghețare a minereului variază în limite foarte largi, în funcție de temperatura exterioară, de granulația și umiditatea sa, de durata de transport și de tipul vagoanelor.

Influența tipului de vagon asupra gradului de înghețare poate fi dedusă din tabela 1 [1].

După cum rezultă din tabelă, pentru vagoanele de mare tonaj, suprafața de răcire raportată la o unitate de volum este de 2—5 ori mai mică decît pentru cele de tonaj redus. Din această cauză minereul transportat în vagoane mici îngheață mult mai repede și pe adîncimi mult mai mari. Ținîndu-se seamă de aceste considerente, se ajunge la concluzia că vagoanele tip gondolă de 60 t sînt cele mai indicate pentru transportul minereului pe timp de iarnă.

Procesul de răcire sau de încălzire se propagă foarte lent în stratul de minereu, datorită

Tabela 1

Tipul vagonului	Platformă		Vagon basculant	Vagon buncăr		Vagon gondolă
Capacitatea de încărcare, t	16,5	50	40	25	60	60
Volumul cutiei, m³	4,5	8,6	15,2	25	65	75
Suprafața exterioară descoperită (inclusiv taluzurile), m²	29,0	56	21,3	17,7	28,0	38,7
Raportul dintre suprafața descoperită și capacitatea de încărcare	1,750	1,170	0,532	0,682	0,430	0,528
Suprafața exterioară a vagonului, m²	43,0	86,0	37,8	57,2	117,4	135,4
Raportul dintre suprafața exterioară și volumul vagonului	9,70	9,75	2,49	2,29	1,86	1,80

rezistenței termice a aerului dintre granule. Volumul de aer reprezintă circa 40—55% din volumul total ocupat de material, în funcție de granulația și de gradul de tasare al acestuia. Prin straturile de aer căldura se propagă atît prin convecție, cît și prin radiație, iar prin porțiunile de contact direct dintre granule, propagarea se face prin conducție.

Cantitatea de căldură cedată în timpul transportului de către minereul aflat într-un vagon se poate calcula cu formula:

$$Q = A \cdot Z \cdot q_p, \text{ kcal}, \qquad (1)$$

în care:

A este suprafața laterală a vagonului, inclusiv suprafața neacoperită a minereului, m²;

Z — timpul de transport, h;

q_p — cantitatea de căldură cedată într-o oră de către fiecare m² de suprafață laterală, în kcal/m²h, conform relației:

$$q_p = \alpha\,(t_s - t_a) \text{ (kcal/m}^2\text{h)}, \qquad (2)$$

în care: α este coeficientul care caracterizează cedarea căldurii în mediul înconjurător prin pereții vagonului și prin suprafața minereului. Valoarea lui α se calculează cu relația:

$$\alpha = \alpha_c + \alpha_r \text{ (kcal/m}^2\text{h°C)}, \qquad (3)$$

în care:

α_c este coeficientul de transmisie a căldurii prin convecție, exprimat în kcal/m²h°C;

α_r — coeficientul de transmisie a căldurii prin radiație (kcal/m²h°C).

Conform formulei stabilite de Feodorov [1], pentru o viteză a trenului de 25 km/h (7 m/s):

$$\alpha_c = 4{,}75\left(1 + 0{,}42\,\frac{t_m}{100}\right)\cdot\frac{(\gamma \cdot v)^{0{,}78}}{0{,}22\ 1}, \qquad (4)$$

în care: t_m este temperatura medie între temperatura peretelui și temperatura mediului înconjurător, °C;

γ — greutatea specifică a aerului, kg/m³;

v — viteza trenului, m/s;

l — lungimea peretelui vagonului în sensul mișcării, m.

Pe de altă parte:

$$\alpha_r = \frac{4{,}5\left(\frac{273 + t_s}{100}\right)^4 - \left(\frac{273 + t_a}{100}\right)^4}{t_s - t_a}, \qquad (5)$$

în care:

t_s este temperatura la suprafața pereților vagonului și a minereului, °C;

t_a — temperatura aerului exterior, °C.

Considerînd că la încărcare minereul are temperatura de +2°C și că pereții vagonului capătă aceeași temperatură, rezultă că $t_s = +2$°C, iar în relația (5):

$t_a = -30$°C;

$l = 13$ m (lungimea unui vagon gondolă de 60 t);

$\gamma = 1{,}42$ kg/m³ (greutatea specifică a aerului la —30°C);

$v = 7$ m/s,

se obține:

$\alpha_c = 16{,}6$ kcal/m²h°C;

$\alpha_r = 3{,}2$ kcal/m²h°C;

$\alpha = 16{,}6 + 3{,}2 = 19{,}8$ kcal/m²h°C și

$q_p = 632$ kcal/m²h.

Suprafața laterală a unui vagon gondolă de 60 t (inclusiv a părții descoperite a minereului) fiind de 134,5 m², iar durata medie de transport fiind $Z = 48$ h, se poate calcula cantitatea de căldură cedată de minereu: $Q = 134{,}5 \cdot 48 \cdot 632 = 4\,100\,000$ kcal.

Această pierdere de căldură este cauza răcirii și înghețării minereurilor în timpul transportului și poate decurge evident pînă în momentul în care se ajunge la un echilibru termic între temperatura minereului și a mediului ambiant.

După înghețarea apei conținute, minereul își pierde complet proprietățile de curgere, iar rezistența la sfărîmare a granulelor înghețate crește considerabil. Efortul necesar pentru sfărîmarea stratului înghețat variază în funcție de conținutul de apă și de temperatura materialului. Experiențele efectuate cu un minereu înghețat la temperatura de —16°C, care avea umiditatea de 30% și granulația de 0—2 mm, au demonstrat că efortul necesar pentru sfărîmarea gheței respective este de 4 kgf/cm².

Variația acestui efort în funcție de umiditate și de temperatura de răcire poate fi exprimată prin formula:

$$P = (0{,}235\ W_a - 0{,}525)\,t - 0{,}005 \text{ kgf/cm}^2, \qquad (6)$$

în care:

W_a este umiditatea absolută a minereului, %;

t — temperatura de înghețare, °C.

Metode pentru preîntîmpinarea înghețării minereurilor în timpul transportului

În prezent se cunosc următoarele metode [1], [2]:

— uscarea materialelor înainte de încărcarea lor în vagoane. Se utilizează, în special, la stațiile de concentrare a minereurilor, unde reducerea umidității este și o condiție tehnologică;

— coborîrea temperaturii de înghețare prin introducerea unei cantități de sare de bucătărie în masa minereului transportat;

— așezarea alternativă a straturilor de minereu cu straturi de materiale care nu îngheață (rumeguș, paie tocate, turbă măcinată etc.);

— înghețarea preliminară a apei libere, conținută de minereu;

— tratarea minereurilor cu var în granule.

Aceste metode au o aplicabilitate redusă din următoarele considerente: prelungesc durata de încărcare; nu elimină complet înghețarea minereului; necesită instalații complicate și cheltuieli ridicate de exploatare.

Întrucît tratarea cu var a căpătat o oarecare utilizare și în țara noastră, mai jos se arată în ce constă această metodă. Înainte de încărcare în vagoane, minereul este amestecat cu var pulbere datorită căruia i se micșorează umiditatea și se ridică temperatura din interiorul masei sale.

Absorbția apei la stingerea varului se produce conform reacției $CaO + H_2O = Ca(OH)_2 + 15\,540$ kcal/mol. Deci, 1 kg CaO poate absorbi : $\frac{18}{40,1 + 16} = 0,32$ kg apă, în care 18 reprezintă greutatea moleculară a apei, 40,1 a calciului și 16 pe aceea a oxigenului.

Suplimentar, varul mai poate să rețină o cantitate de apă de circa 45 % în raport cu greutatea sa. Raportată la 1 kg de var, această cantitate de apă este : $\frac{0,45\,(18 + 56,1)}{56,1} = 0,595 \simeq 0,6$ kg/kg, în care 56,1 reprezintă greutatea moleculară a oxidului de calciu.

Deci, cantitatea totală de apă neutralizată (în sensul înghețării) de 1 kg de var este : $0,32 + 0,6 = 0,92$ kg/kg.

Deoarece varul nestins conține, de obicei, maximum 50 % CaO activ, cantitatea de apă ce poate fi neutralizată (în sensul înghețării) de către 1 kg var este : $0,5 \cdot 0,92 = 0,46$ kg.

Ținînd seamă că prin stingerea varului cantitatea de căldură degajată este de 138 kcal/kg, dacă la o tonă de minereu cu căldură specifică de 0,15 kcal/kg°C și umiditatea de 14 % se adaugă 70 kg var, se va obține o creștere a temperaturii cu circa $\frac{138 \cdot 70}{(70 \cdot 1\,000)\,0,15} = 56°\mathrm{C}$ și o reducere a coținutului de apă cu circa $70 \cdot 0,46 = 32$ kg apă.

Deci, din punct de vedere al prevenirii înghețării minereului, această metodă este mai eficace decît celelalte. Totuși, ea nu este rentabilă din cauza următoarelor dezavantaje: necesitatea aprovizionării cu var a bazelor în care se face încărcarea în vagoane a minereului; necesitatea păstrării varului în buncăre închise pentru a fi ferit de precipitațiile atmosferice și aceea a concasării lui pînă la o granulație de 30—40 mm; lipsa de siguranță a procedeului în perioadele în care ploi dese alternează cu geruri; metodă costisitoare (în bazinul Krivoi Rog tratarea cu var a minereului costă circa 300 mil. ruble vechi anual, respectiv 3,5 ruble pe tona de minereu tratat).

Metode pentru încălzirea minereului înghețat

Pentru înlesnirea descărcării minereului înghețat se folosește : afinarea minereului cu ajutorul dispozitivelor mecanice și încălzirea minereului în vagoane, înainte de descărcare.

Afinarea minereurilor pe cale mecanică se face, de obicei, cu dălți pneumatice. Acest procedeu duce însă la folosirea unui personal numeros în timpul descărcării, precum și la deteriorarea materialului rulant, motive pentru care este foarte rar utilizat.

Încălzirea minereurilor în vagoane înainte de descărcare se folosește mai frecvent.

Există diferite sisteme de încălzire a minereurilor în vagoane, înainte de descărcare. Astfel, în țările cu geruri slabe, încălzirea se face cu ajutorul unor cutii metalice în care se ard combustibili lichizi. Acestea sînt așezate sub gurile de descărcare ale vagoanelor. Altă metodă este aceea prin care de-a lungul unei linii de cale ferată de garare se amenajează canale căptușite refractar, pe pereții cărora se montează injectoare sau arzătoare.

Aceste procedee au căpătat o răspîndire redusă datorită următoarelor dezavantaje: nu se pot aplica la vagoanele cu pereți de lemn; căldura rezultată din arderea combustibilului este utilizată numai într-o mică măsură, întrucît cea mai mare parte se pierde în mediul ambiant; încălzirea rapidă, neuniformă și parțială a vagoanelor influențează negativ durata de serviciu a acestora; se distruge vopseaua de pe pereții vagonului; se realizează numai o dezghețare parțială a minereului, ceea ce nu asigură descărcarea în bune condițiuni a întregii cantități aflate în vagoane; procedeele sînt aplicabile numai în regiuni cu o climă relativ dulce.

Procedee mai avansate pentru încălzirea vagoanelor înghețate, în prezent, sînt : încălzirea prin convecție în spații închise, amenajate în acest scop, și încălzirea cu panouri radiante.

Încălzire prin convecție în spații închise. În acest scop se construiesc, din cărămidă, tunele supraternare în care pot fi introduse una sau mai multe garnituri, formate, în general, din cîte 10—15 vagoane [1], [3].

Tunelele sînt încălzite cu un amestec de gaze arse și aer, vehiculat cu ajutorul unor ventilatoare. Gazele sînt distribuite uniform, în interiorul tunelului, prin conducte metalice așezate de-a lungul liniilor de cale ferată și prevăzute cu guri de refulare din 2 în 2 m.

Temperatura gazelor la ieșirea din conductele de distribuție este de 120 la 140°C, iar la ieșirea din tunel scade la 80—90°C.

Sistemul de producere a gazelor este format din unul sau mai multe focare, în care se arde gaz metan sau alt combustibil, urmate de un număr egal de camere de amestec.

Produsele rezultate din arderea combustibilului trebuie diluate termic în camerele de amestec unde se combină cu aer proaspăt din exterior şi cu gazele recirculate din tunel, în aşa fel încît amestecul rezultat să aibă o temperatură de 120— 140°C. Datorită pierderilor de căldură, prin conductele de transport şi de distribuţie, gazele ajung în interiorul tunelului cu o temperatură de 120°C.

Reglarea debitului de aer adus din exterior, cît şi a gazelor recirculate, se face cu ajutorul unui sistem de clapete acţionate manual.

Întrucît temperatura gazelor (120°C) are un efect dăunător asupra mecanismelor de frînare şi asupra vopselii de pe pereţii vagoanelor, se iau o serie de măsuri prin care se evită deteriorarea lor. În acest scop, se dotează tunelul cu o instalaţie prin care se pulverizează apă, pe pereţii vagoanelor folosindu-se dispozitive speciale — confecţionate din ţevi — pentru răcirea cilindrilor de frînă şi a distribuitoarelor de aer comprimat. Înainte de a pătrunde în tunel, garniturile de vagoane sînt echipate cu aceste dispozitive care apoi sînt racordate la instalaţia de alimentare cu apă din tunel.

Pentru evacuarea din tunel a apei provenite din instalaţia de stropire şi din dezgheţarea minereului, se prevăd rigole de scurgere.

În figura 1 (*1* — ventilator; *2* — conducte aspirare gaze calde; *3* — conducte refulare gaze calde; *4* — conducte de distribuţie; *5* — ajutaj de insuflare; *6* — conductă de recirculare; *7* — conducte de aspirat aer proaspăt; *8* — deflector) este prezentat un tunel de dezgheţare prin convecţie, calculat pentru o garnitură formată din 10 vagoane de 60 t.

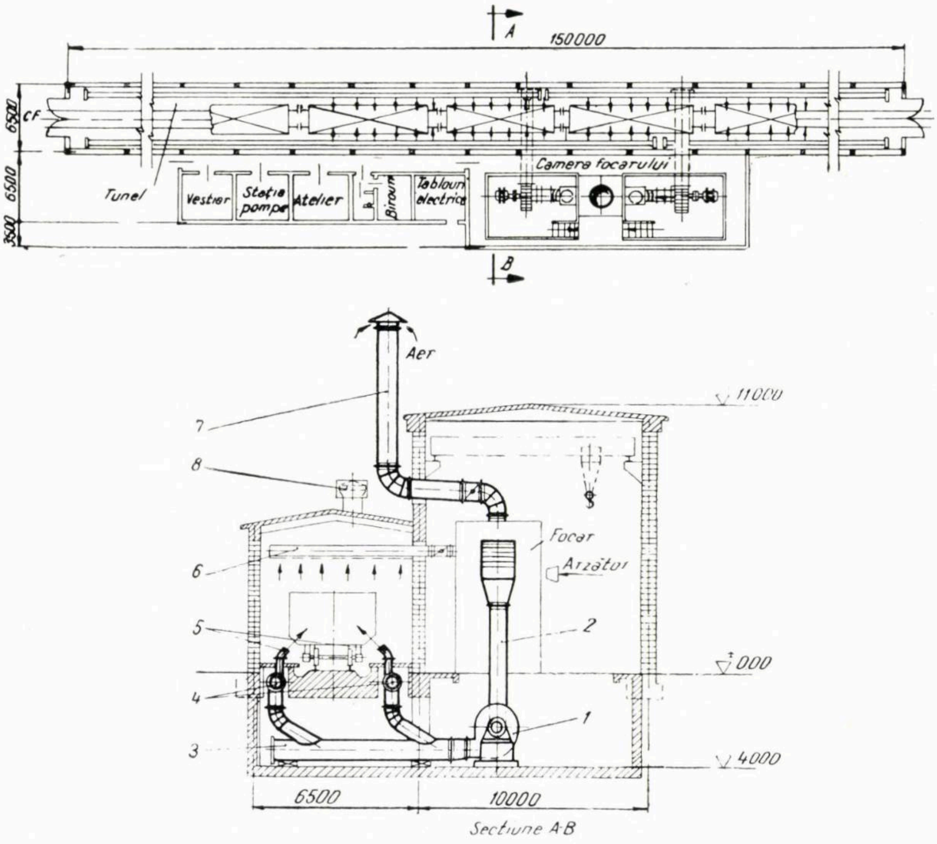


Fig. 1

Într-un asemenea tunel, vagoanele care conţin minereu îngheţat pe o adîncime de 300—400 mm faţă de suprafeţele laterale se dezgheaţă în timp de 10—12 h. În condiţiile în care minereul soseşte complet îngheţat, durata de dezgheţare este de 18—20 h. La aceste durate se mai adaugă timpul necesar pentru echiparea şi dezechiparea mecanismelor de frînare cu dispozitivele de răcire, care este de circa 1 h.

Acest procedeu, deşi constituie o metodă mai avansată faţă de precedentele, prezintă totuşi următoarele dezavantaje importante: dezgheţarea minereului se face într-un timp îndelungat (10—20 h), funcţie de gradul de îngheţare; cheltuieli de investiţie şi de exploatare ridicate; este necesară prevederea de linii C.F. de garare înainte şi după tunel, pe care se face montarea şi demontarea dispozitivelor de răcire cu apă a mecanismelor de frînare şi a pereţilor vagoanelor; reclamă utilizarea unui personal numeros pentru deservire.

Pregătirea vagoanelor pentru răcire cu apă este laborioasă şi nu evită complet posibilitatea deteriorării lor.

Încălzire cu panouri radiante. Procedeul a fost realizat, prima oară, sub forma unor stații experimentale pentru dezghețarea cărbunelui și minereului în Franța și în R.F.G. [4]. Astfel, în 1956, s-a realizat o stație experimentală pentru dezghețarea cărbunelui de Ruhr, avînd o umiditate de 14% și o temperatură de —15°C. Întrucît rezultatele obținute au fost bune, s-a trecut la extinderea procedeului pe scară industrială.

O asemenea stație este formată dintr-o linie de garare de-a lungul căreia sînt amplasate, pe ambele laturi, paravane metalice mobile. Pe aceste paravane se montează panouri radiante care sînt racordate flexibil la o instalație de gaz combustibil. De asemenea, între traversele căii ferate sînt prevăzute o serie de arzătoare, acoperite cu plăci metalice.

După introducerea garniturii de vagoane cu material înghețat pe linia de garare se apropie paravanele mobile de pereții laterali ai vagoanelor și se aprind (prin comandă automată) panourile radiante și arzătoarele dintre traversele de cale ferată.

Combustibilul folosit pentru alimentarea panourilor și arzătoarelor este gazul metan sau propanul.

În aceste condiții durata de dezghețare pentru vagoane cu minereu înghețat, pe o adîncime de 300—400 mm, este de 5—6 h, iar pentru vagoane cu minereu complet înghețat (pe toată adîncimea) este de circa 8 h.

În figura 2 (*1* — paravan mobil; *2* — panou cu radianți; *3* — conductă de gaz; *4* — tub flexibil; *5* — conductă de distribuție gaz), este prezentată schema unei asemenea stații de dezghețare.

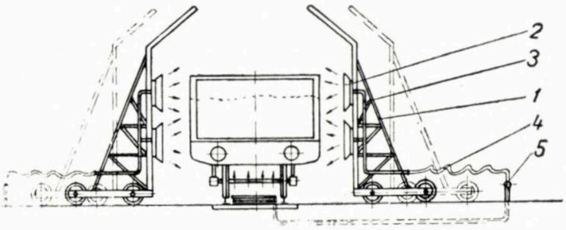


Fig. 2

Dezavantajele acestei soluții sînt: nu se pot dezgheța vagoane cu pereți din lemn; racordurile elastice dintre panourile radiante și instalația de alimentare cu gaze se deteriorează într-un timp scurt; întreținerea și manevrarea paravanelor mobile este dificilă și presupune personal numeros.

Pentru a se elimina aceste dezavantaje și a se crea posibilitatea dezghețării minereului atît în vagoane cu pereți metalici, cît și în cele cu pereți de lemn, s-au întreprins o serie de cercetări în vederea găsirii unei soluții care să ducă la realizarea unei instalații superioare din punct de vedere tehnic și cu o eficiență economică sporită. Pe baza rezultatelor obținute s-a proiectat un tunel de dezghețare în care se folosește un sistem deosebit de încălzire, cu panouri radiante. Acest tip de tunel a fost executat și dat în funcțiune în noiembrie 1963 la Combinatul siderurgic—Hunedoara și în ianuarie 1964, la stația pentru sortarea minereurilor de la Galați. În continuare, s-au mai executat cîte un tunel la C. S. — Hunedoara, Stația pentru sortarea minereurilor de la Galați și C. S. — Reșița.

Tunelul este format dintr-o construcție ușoară (tablă ondulată), supraterană, cu deschiderea de 7 m, înălțimea de 6 m și lungimea de 151,16 m, construit astfel pentru a fi posibilă introducerea unei garnituri formate din 10 vagoane tip gondolă, de cîte 60 t fiecare.

Pentru a se permite introducerea și scoaterea vagoanelor în sensul fluxului de transport, tunelul a fost dotat cu uși de intrare la ambele capete. Pereții longitudinali sînt prevăzuți la partea inferioară cu jaluzele reglabile simultan, prin care se face admisia aerului necesar pentru combustie și ventilație. Aerul cald și gazele arse se evacuează pe cale naturală, printr-un deflector prevăzut pe toată lungimea acoperișului.

Panourile radiante sînt amplasate la partea superioară în mijlocul tunelului și la partea inferioară, de-a lungul ambilor pereți laterali, ele fiind formate din cîte patru elemente tip GD 2500.

Alimentarea panourilor se face cu gaz metan, prin patru distribuitoare, din care două montate la partea superioară a tunelului și două la cea inferioară. Distribuitoarele sînt prevăzute cu vane de închidere, ceea ce permite scoaterea din funcțiune a oricărui șir de radianți, în ipoteza că acest lucru este necesar în timpul exploatării.

Gazul metan este adus la tunel de la o stație de reglare proprie, printr-o conductă subterană. La ieșirea din pămînt (înainte de intrarea în tunel) această conductă este prevăzută cu o vană, cu ajutorul căreia se poate opri alimentarea cu gaz a întregului tunel.

Presiunea gazului metan în distribuitoarele tunelului este de 350—500 mm col. apă, scăderea ei sub aceste valori fiind semnalizată fonic de un dispozitiv automat prin care personalul de serviciu este sesizat să comande închiderea alimentării.

Pentru deservirea și întreținerea radianților de la partea superioară a tunelului s-au prevăzut pasarele longitudinale și transversale.

În figura 3 (*1* — baterie cu 4 radianți; *2* — distribuitor superior; *3* — radianți inferiori; *4* — distribuitor inferior) este prezentat ansamblul acestui tunel.

Calculul instalației de încălzire cu panouri radiante. Dimensionarea instalației de încălzire a minereului cu panouri radiante, în vederea dezghețării sale, s-a făcut atît pe baza datelor din literatura de specialitate, cît și a celor obținute prin experiențele proprii, realizate cu radianți tip GD 2 500.

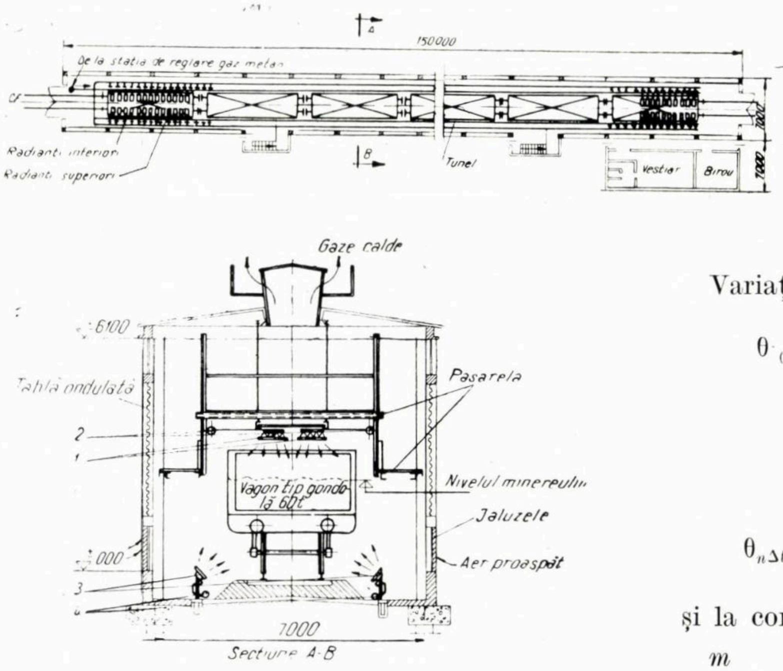


Fig. 3

Variația temperaturii în stratul de minereu în timpul dezghețării. Procesul dezghețării minereului din vagoane poate fi considerat, cu aproximație, asemănător cu acela al încălzirii unei plăci nelimitate și avînd grosimea δ [5].

O rezolvare precisă a problemei de încălzire a plăcii, cu coeficienți variabili (conducție termică și căldură specifică) și cu modificarea stării de agregare în timpul încălzirii, este destul de complicată.

Pentru calcule aproximative, pe baza experiențelor făcute, se pot admite următoarele simplificări: se consideră că în intervalul indicat de temperatură, căldura specifică și coeficientul de conducție termică a stratului vor fi constante; de asemenea, fluxul de căldură la suprafața minereului supus radiației.

În acest caz, temperaturile calculate pentru fiecare moment în parte vor diferi întrucîtva de cele reale, iar durata totală de încălzire va fi calculată cu o eroare admisibilă.

Această metodă duce mai repede la rezultate satisfăcătoare din punct de vedere practic și este bazată pe rezolvarea ecuației diferențiale a conductibilității termice prin diferențe finite.

Pentru determinarea variației temperaturii în stratul de minereu în timpul dezghețării, la diferite perioade de timp, se împarte grosimea acestuia în mai multe porțiuni Δx, iar durata procesului în mai multe intervale Δt, și se utilizează formula [5]:

Coeficientul de difuzivitate termică:

$$a = \frac{\lambda}{c\gamma}, \ \mathrm{m^2/h} \tag{7}$$

unde:

λ este coeficientul de conducție termică, kcal/mh°C;
c — căldura specifică, kcal/kg°C;
γ — greutatea specifică a minereului, kg/m³.

Perioada de timp:

$$\Delta t = \frac{(\Delta x)^2}{2a} \cdot \ \mathrm{m^2/h} \tag{8}$$

Variațiile temperaturii la radiație:

$$\theta_{(n+1)\Delta t,\ m\Delta x} = \frac{1}{2}\left[\theta_{n\Delta t,\ (m+1)\Delta x} + \theta_{n\Delta t,\ (m-1)\Delta x}\right]; \tag{9}$$

$$\theta_{n\Delta t,\ 0\Delta x} = \theta_{n\Delta t,\ 1\Delta x} + q\frac{\Delta x}{\lambda}; \tag{10}$$

$$\theta_{n\Delta t,\ 0\Delta x} = \frac{\alpha \cdot x \cdot \theta_i}{\lambda + \alpha \cdot x} + \frac{\lambda}{\lambda + \alpha \cdot x} \cdot \theta_{n\Delta t,\ s\Delta x} \tag{11}$$

și la convecție:

m este numărul de ordine al porțiunii din stratul de minereu;
n — numărul de ordine al intervalului de timp;
α — coeficientul de schimb superficial de căldură, de la mediul înconjurător la suprafață, kcal/m²h°C;
θ_i — temperatura acestui mediu înconjurător;
s — numărul de straturi;
$\theta_{n\Delta t,\ 0\Delta x}$ — temperatura suprafeței.

Căldura specifică. Existența în minereu a apei înghețate modifică, într-o mare măsură, consumul de căldură necesar pentru încălzirea lui. În acest caz apare consumul suplimentar de căldură pentru topirea gheții (aprox. 80 kcal/kg); totodată căldura specifică a gheții diferă mult de căldura specifică a apei.

Consumul de căldură pentru încălzirea minereului este format din următoarele componente:

Încălzirea părții uscate a minereului de la temperatura inițială pînă la cea finală:

$$q_{\mathrm{I}} = \frac{100 - W_m}{100} c_{mu} \ (\theta_f - \theta_0), \ \mathrm{kcal/kg};$$

Încălzirea pînă la 0°C a apei înghețate din minereu (inclusiv modificarea fazei):

$$q_{\mathrm{II}} = \frac{W_m - W_n}{100 - W_n} [c_{gh} \ (0 - \theta_0) + M], \ \mathrm{kcal/kg}.$$

Încălzirea pînă la 0°C a apei suprarăcite din minereu :

$$q_{III} = \frac{W_n(100 - W_m)}{100(100 - W_n)} \cdot (0 - \theta_0) \cdot 1, \text{ kcal/kg};$$

Încălzirea de la 0°C pînă la θ_f a întregii cantități de apă din minereu :

$$q_{IV} = \frac{W_m}{100} \cdot (\theta_f - 0) \cdot 1, \text{ kcal/kg}.$$

In relațiile de mai sus :

W_m este umiditatea minereului, procente din greutate ;

W_n — umiditatea nepericuloasă (cea care nu îngheață sub 0°C), % ;

M — căldura latentă de topire a gheții (80 kcal/kg) ;

c_{gh} — căldura specifică a gheții (în limitele de temperatură de la 0 la — 40°C) ; pentru calcule practice aceasta poate fi considerată egală cu 0,56 kcal/kg°C ;

c_{mu} — căldura specifică a părții uscate a minereului kcal/kg.

În formulele arătate mai sus temperatura minereului θ trebuie substituită cu semnul ei.

Cantitatea totală de căldură care este necesară pentru încălzirea unui kilogram de minereu de la temperatura inițială θ_0 pînă la temperatura medie finală θ_f va fi :

$$\begin{aligned} q &= q_I + q_{II} + q_{III} + q_{IV} = \\ &= \frac{100 - W_m}{100} c_{mu}(\theta_f - \theta_0) + \\ &+ \frac{W_m - W_n}{100 - W_n}(80 - 0{,}56\,\theta_0) - \\ &- \frac{W_n(100 - W_m)}{100(100 - W_n)}\theta_0 + \frac{W_m}{100}\theta_f, \end{aligned} \qquad (12)$$

exprimată în kcal/kg.

Deci, căldura specifică medie a minereului va fi :

$$c_m = \frac{q}{\theta_f - \theta_0}, \text{ kcal/kg°C}. \qquad (13)$$

Coeficientul de conducție. La materialele nemetalice poroase o mare influență asupra coeficientului de conducție o are conținutul de umiditate, întrucît conducția crește o dată cu umiditatea.

Acest fenomen, care la o primă examinare pare paradoxal, se explică prin faptul că în corpurile poroase apa de umezire constituie și ea o cale de transport pentru căldură. Această cale funcționează în paralel cu aceea a materialului uscat și mărește, în același timp, conductivitatea acestuia astfel încît la materiale umede conductivitatea este cu atît mai mare, cu cît materialele sînt mai poroase și pot cuprinde mai multă apă în pori. Fenomenul este și mai accentuat la temperaturi scăzute, cînd vaporii de apă din pori condensează sau îngheață.

Pentru influența pe care o are umiditatea asupra coeficientului de conducție a minereurilor s-a stabilit următoarea formulă empirică :

$$\lambda = \lambda_m \cdot e^{0{,}08\,W}, \qquad (14)$$

unde :

λ_m este coeficientul de conducție termică medie a minereului uscat, în kcal/m h°C, care se calculează cu formula :

$$\lambda_m = \frac{\lambda_f \cdot \theta_f - \lambda_0 \cdot \theta_0}{\theta_f - \theta_0}, \text{ kcal/mh°C}; \qquad (15)$$

λ_0 — coeficientul de conducție termică a minereului uscat la 0°C ;

λ_f — coeficientul de conducție termică a minereului uscat, la temperatura θ_f ;

θ_0 — temperatura inițială a minereului ;

θ_f — temperatura medie finală a minereului ;

W — conținutul de apă, exprimat în procente, din volumul minereului ;

e — baza logaritmilor naturali ($e = 2{,}718$).

Formula (14) este valabilă pentru $0 \leqslant W \leqslant 24\%$.

Fluxul de căldură. Cantitatea orară de căldură primită de suprafața minereului, supusă radiației, este [6], [7] :

$$Q = A \cdot C\left(\frac{\theta_R + 273}{100}\right)^4 \varphi, \qquad (16)$$

unde :

C este coeficientul de radiație ce se calculează cu formula :

$$C = \frac{1}{\frac{1}{C_1} + \frac{1}{C_2} - \frac{1}{C_0}}, \text{ kcal/m}^2\text{h°K}^4, \qquad (17)$$

în care :

C_1 este coeficientul de radiație a suprafeței radiante ;

C_2 — coeficientul de radiație a suprafeței minereului ;

C_0 — coeficientul de radiație a corpului negru = 4,96 kcal/m² h °K⁴ ;

θ_R — temperatura la suprafața radiantă, °C ;

φ — coeficientul unghiular de radiație (care se ia în funcție de înălțime, din diagrama figurii 4, calculată pentru radianții tip GD 2 500) ;

A — suprafața radiantă, m².

Dacă se notează cu F suprafața minereului supusă radiației, fluxul de căldură va fi :

$$q = \frac{Q}{F}, \text{ kcal/m}^2\text{ h}. \qquad (18)$$

Pentru o mai bună înțelegere a celor arătate pînă aici se dă un exemplu numeric în care se reproduce, succint, metoda aplicată la proiectarea tunelelor de dezghețare, realizate pînă în prezent și în curs de realizare.

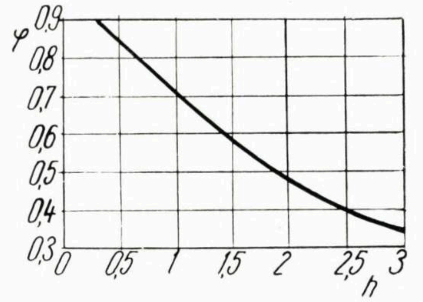


Fig. 4

Exemplu de calcul

Dimensionarea instalației se face pentru următoarele date : capacitatea tunelului — o garnitură formată din zece vagoane tip gondolă de cîte 60 t ; dimensiunile mesei de minereu într-un vagon — lungime 13 m, lățime 3 m, grosime 1 m ; greutatea specifică a minereului — $\gamma_m = 4\,200$ kg/m³ ; greutatea specifică a minereului în vrac — $\gamma_v = 1\,800$ kg/m³ ; umiditatea minereului — $W_m = 14\%$; umiditatea nepericuloasă — $W_n = 2{,}8\%$; coeficientul de conducție termică pentru minereul uscat la 0°C — $\lambda_0 = 1{,}79$ kcal/mh°C ; căldura specifică a minereului uscat la 0°C — $c_{mu} = 0{,}146$ kcal/kg°C.

Pentru temperatura inițială a minereului s-au luat în considerație două cazuri :

a) Minereu avînd temperatura variabilă în adîncime, conform tabelei 2.

Umiditatea minereului în procente din volum :

$$W = W_m \cdot \frac{\gamma_v}{\gamma_{apă}} = 14 \cdot \frac{1\,800}{1\,000} = 25\,\% ;$$

λ la temperatura de 18°C este 1,75 kcal/mh°C iar cu

$$\lambda_m = 1{,}76 \text{ kcal/mh°C}$$

devine

$$\lambda = 12{,}8 \text{ kcal/mh°C}.$$

Coeficientul de difuzibilitate termică s-a calculat cu formula (7) :

$$a = 48 \cdot 10^{-4} \text{ m}^2/\text{h}.$$

S-a împărțit stratul de minereu în zece părți egale :

$$\Delta x = 0{,}1 \text{ m}.$$

Intervalul de timp s-a calculat cu formula (8) :

$$\Delta t = 1 \text{ h}.$$

Fluxul de căldură s-a calculat cu formulele (16) și (18).

Pentru suprafața radiantă s-a luat în considerație numărul de elemente tip GD 2 500 care se pot amplasa deasupra unui vagon, respectiv 192 bucăți asamblate în 48 de panouri radiante (la acestea trebuie să se adauge și numărul de panouri care revin spațiilor dintre vagoane).

Suprafața totală de radiație este $A = 5{,}28$ m².

Coeficientul de radiație s-a calculat cu formula (17) în care s-au făcut următoarele înlocuiri : $C_0 = 4{,}96$; $C_1 = 4{,}6$; $C_2 = 3{,}7$.

$$C = 3{,}5 \text{ kcal/m}^2\text{ h (°K)}^4.$$

Tabela 2

Adîncimea, m	La suprafața minereului	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	0,10	La fundul vagonului
Temperatura stratului, °C	−5	−4	−3	−2	−1	0	0	−1	−2	−3	−4	−5

Temperatura inițială medie calculată pentru datele din acest tabel : $\theta_i = -2$°C.

b) Minereu înghețat complet, la temperatura $\theta_i = -10$°C.

Temperatura medie finală a minereului propusă :

$$\theta_f = +18\text{°C}.$$

Căldura specifică a minereului s-a calculat cu formulele (12) și (13) :

$$c_m = 0{,}625 \text{ kcal/kg°C}.$$

Coeficientul de conduție termică s-a calculat cu formulele (14) și (15).

Temperatura la suprafața radiațiilor tip GD 2 500 : $\theta_R = 850$°C.

Valorile coeficientului unghiular φ se iau din figura 4. Radianții fiind amplasați, din cauza gabaritului vagoanelor, la 0,9 m de la suprafața minereului, $\varphi = 0{,}73$.

Suprafața minereului dintr-un vagon, supusă radiației, este : $A = 39$ m².

Înlocuindu-se valorile corespunzătoare în formula (16), se obține :

$$Q = 216\,000 \text{ kcal/h și}$$

$$q = 5\,500 \text{ kcal/m}^2\text{ h}.$$

Temperatura la suprafața minereului, supusă radiației, s-a calculat cu formula (10):

$$\theta_{n\Delta t,\,0\Delta x} = \theta_{n\Delta t,\,1\Delta t} + 43\,;$$

Temperatura la suprafața supusă convecției (la fundul vagonului care ia contact cu mediul ambiant) s-a calculat cu formula (11) în care $\alpha = 7$ kcal/m²h°C; $\theta_i = 50$°C.

$$\theta_{n\Delta t,\,0\Delta x} \cong 3 + \theta_{n\Delta t,\,s\Delta x}\,.$$

Tabela 3

Timpul		Distanța de la suprafața încălzită, m											
Δt	ore	$0\,\Delta x$ 0,0	$1\,\Delta x$ 0,1	$2\,\Delta x$ 0,2	$3\,\Delta x$ 0,3	$4\,\Delta x$ 0,4	$5\,\Delta x$ 0,5	$6\,\Delta x$ 0,6	$7\,\Delta x$ 0,7	$8\,\Delta x$ 0,8	$9\,\Delta x$ 0,9	$10\,\Delta x$ 1,0	$0\,\Delta x$ 0,0
$0\,\Delta t$	0,0	−5	−4	−3	−2	−1	0	0	−1	−2	−3	−4	−5
$1\,\Delta t$	1,0	+39	−4	−3	−2	−1	0	0	−1	−2	−3	−4	−1
$3\,\Delta t$	3,0	+72	+29	+8	−2	−1	0	0	−1	−2	−2	−1	+2
$5\,\Delta t$	5,0	+91	+48	+19	+6	−1	0	0	0	−1	0	+1	+4

Pe baza datelor de mai sus și a formulei (9) s-a întocmit tabela 3, în care sînt cuprinse variațiile temperaturii în stratul de minereu.

Concluzii

Rezultatele obținute prin darea în funcțiune a tunelelor de dezghețare de la Combinatul siderurgic – Hunedoara și de la Stația de sortare a minereurilor – Galați au fost deosebit de bune.

Pentru analizarea lor se face comparație cu un tunel similar, în care se folosește sistemul de încălzire prin convecție cu gaze arse.

Cheltuielile de investiție, necesare pentru realizarea unui tunel cu sistem de încălzire prin convecție, pentru o capacitate de dezghețare de 2 000 t minereu/zi, sînt de circa 10 000 000 lei, iar pentru un tunel cu sistem de încălzire prin radiație (pentru o aceeași capacitate) sînt de circa 5 000 000 lei.

Cheltuielile de exploatare la soluția prin convecție sînt de 6,90 lei/t, față de 3 lei/t la soluția prin radiație.

Întrucît industria siderurgică din țara noastră va fi dotată cu șase tunele de dezghețare, economiile totale ce se vor realiza vor fi: la investiții — 30 000 000 lei; la exploatare — 3 000 000 lei/an pentru o durată anuală de serviciu a tunelelor de circa 60 zile.

Condițiile de exploatare la soluția prin radiație sînt cu mult mai ușoare și nu aduc nici un fel de deteriorare a materialului rulant.

[1] Mihailov N. M. *Lupta împotriva dificultăților ivite la alimentarea centralelor electrice cu combustibil umed-înghețat.* Moscova, Gosenergoizdat, 1951.

[2] Ruranski S. *Dezghețarea încărcăturilor din vagoane.* Wiadomosci Hutnieze, nr. 9, 1960, p. 268.

[3] Koch W. și Naumann W. *Hala de dezghețat la Combinatul siderurgic OST.* Hebezeuge und Fördermittel, nr. 5, 1963, p. 145.

[4] De Lafon A. F. și Barbier P. *Încălzirea vagoanelor cu panouri radiante.* Centre de documentation siderurgique nr. 7—8/1962, p. 1682.

[5] Hamburger L. *Introducere în teoria propagării căldurii. Vol. I—Conducția prin solide.* București, Editura Academiei R.P.R., 1956.

[6] Zimmermann W. *Încălzirea halelor industriale cu raze infraroșii.* Zentralblatt für Industriebau nr. 9, 1957.

[7] Mazur M. *Caracteristica randamentului de absorbție. Coeficient de uniformitate ca mijloc de cercetare a proceselor de încălzire cu radiații infraroșii.* Deutsche Elektrotechnik nr. 12, 1958.

[8] Andjulovici Al. *Încălzirea cu radianți cu gaze în industrie.* București, Editura tehnică, 1962.

CZ 669.14: 621.785

Influența factorilor de calitate a oțelului asupra rezultatelor unui tratament termic corect aplicat (II) *

Ing. M. MARINESCU-FIRICĂ
Uzinele „Steagul roșu" – Brașov

Influența incluziunilor nemetalice, a retasurii și porozității

În oțel se găsesc întotdeauna, într-o cantitate mai mare sau mai mică, incluziuni nemetalice care au luat naștere încă de la elaborarea lui. (Cel mai adesea, ele sînt incluziuni de zgură sau de material refractar provenit din căptușeala cuptorului.)

Conținutul de incluziuni nemetalice într-un oțel trebuie să fie cît mai redus, pentru că orice incluziune reprezintă de fapt o crăpătură sau un gol în material, care îi întrerupe continuitatea și care acționează ulterior ca o crestătură interioară, a cărei prezență este foarte periculoasă pentru operațiile de tratament termic. În plus, mai trebuie observat că incluziunile nemetalice de natură oxidică reacționează cu carbonul din masa metalică de bază învecinată și produc local decarburarea oțelului, influențînd astfel duritatea și plasticitatea ce trebuie obținute în piesă după tratament.

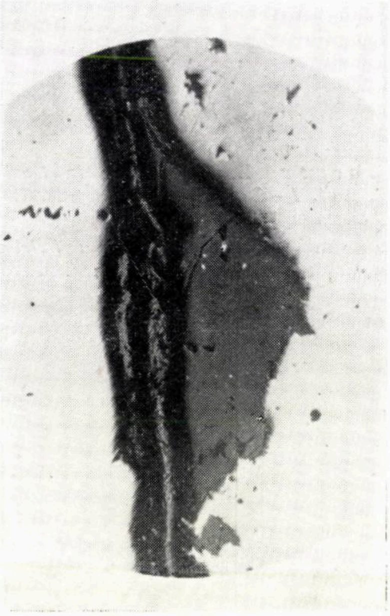


Fig. 1

La toate acestea se adaugă faptul că în mod normal solicitările dintr-o piesă nu se transmit prin incluziunile nemetalice, deoarece pe de o parte rezistența acestora este redusă, iar pe de altă parte, legătura dintre incluziuni și metal este foarte slabă. De aceea, ca urmare a unui conținut prea mare de incluziuni nemetalice, apare ruperea în exploatare a pieselor.

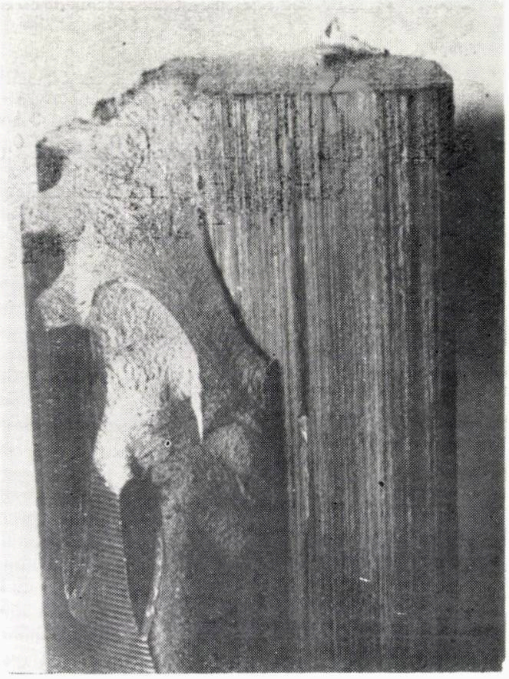


Fig. 2

În figura 1 (× 100) este arătată o fisură într-o bielă de oțel 41 MoC 11. Fisura a avut loc pe bavură din cauza incluziunilor nemetalice refulate la matrițare și scurse din interiorul materialului.

Dacă incluziunile nemetalice sînt orientate în șiruri, prin laminare sau forjare, și alungite în sensul laminării, în secțiunea de rupere rezultă o structură fibroasă, care apare ca în figura 2, unde se reprezintă capătul cu caneluri al unei axe planetare din oțel 41 C 10 cu incluziuni, ruptă în exploatare.

Uneori, piese rupte în serviciu prezintă nu numai incluziuni, dar chiar retasuri clare, ca în figura 3 (axă planetară din oțel 41 MoC 11 cu retasuri în miez).

În figura 4 se arată aspectul acestei retasuri în tija axei.

O retasură înconjurată de o structură fibroasă a materialului, cauzată de numărul mare de impurități și incluziuni nemetalice care însoțesc de regulă retasura, a provocat despicarea

---

* Partea I a fost publicată în Metalurgia nr. 2/1966.

tijei unei axe planetare din oțel 41 MoC 11, la călire (fig. 5).

În figura 6 este prezentat un pinion de atac din oțel 21 MoMC 12 spart la operația de călire după cementare, din cauza retasurii din capul pinionului.

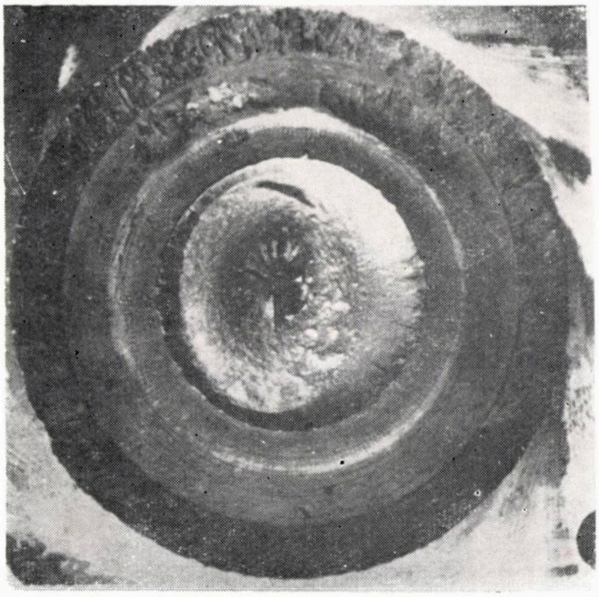


Fig. 3

Retasurile, porozitățile și incluziunile nemetalice se întîlnesc mai frecvent în piesele turnate ce se tratează termic. Ele provoacă dificultăți mari îndeosebi la călire unde, din cauza variațiilor bruște de volum, se deschid și dau naștere la crăpături de călire.

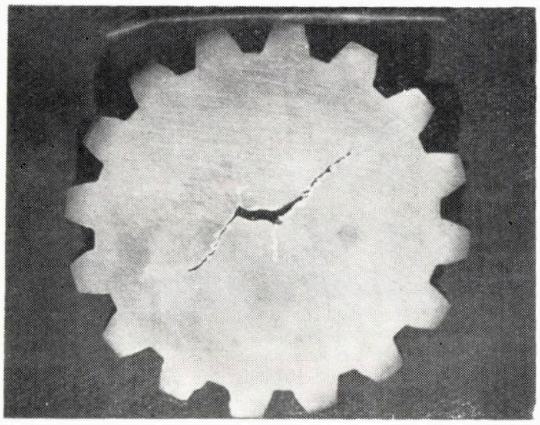


Fig. 4

Porozitățile și incluziunile nemetalice (din piesele turnate) provoacă defecte de suprafață și la călirea prin curenți de înaltă frecvență. Chiar dacă nu au fost puse în evidență prin operații anterioare de prelucrare prin așchiere, ele apar inevitabil în urma călirii prin inducție. La călirea cu curenți de înaltă frecvență, sub acțiunea curenților induși în piesă, apar adesea defecte de suprafață vizibile (goluri, fisuri, sufluri etc.). Prin faptul că porozitățile și incluziunile nemetalice sînt rele conducătoare de electricitate, din punctul de vedere al curgerii curentului ele reprezintă discontinuități în materialul metalic al piesei, care măresc rezistența electrică la trecerea curentului și cauzează supraîncălziri locale intense în piesă.

Din exemplele de mai sus rezultă că incluziunile nemetalice, retasurile și porozitățile constituie factori importanți de calitate a oțelului, care creează multe dificultăți în procesul tehnologic de tratament termic.

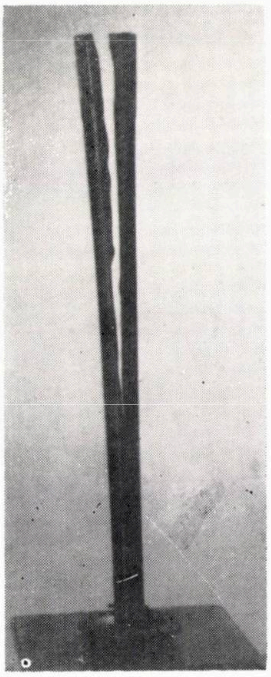


Fig. 5

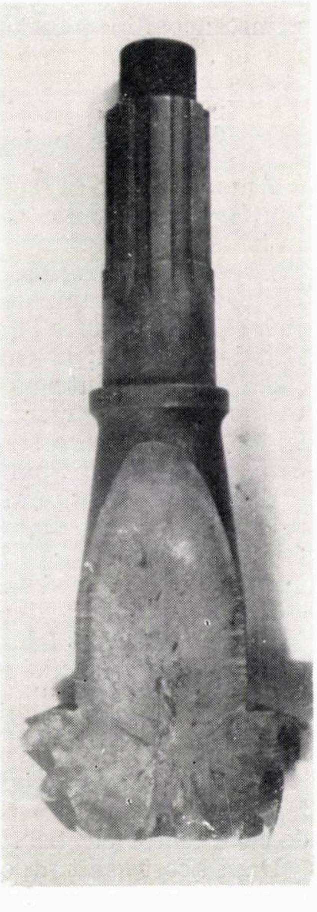


Fig. 6 →

Depășirea punctajului de incluziuni peste anumite limite stabilite prin norme duce la un rebut în masă a pieselor supuse operațiilor de tratament termic.

În standardele românești de oțeluri, incluziunile nemetalice sînt clasificate în incluziuni fragile și plastice, iar conținutul lor este limitat la anumite punctaje maxime admise. Aceste punctaje reprezintă însă, în cele mai multe cazuri, valori prea mari pentru necesitățile de tratament termic, ele fiind limitate la valorile maxime posibile standardizate în STAS 5998-58 pentru incluziunile nemetalice din fontă și oțeluri.

În aceste condiții, actualele prescripții standardizate pentru incluziuni sînt în dauna calității oțelului, constituind sursa a numeroase rebuturi de material la tratamentul termic și de ruperi de piese, în funcționare.

În plus, mai trebuie observat că metodele pentru determinarea incluziunilor nefiind încă suficient de bine puse la punct, metodele de control pentru depistarea lor în oțel sînt extrem de greoaie și de ineficace în practica de atelier. Rămîne astfel, ca o problemă deschisă și de actualitate pentru metalurgi, descoperirea unei metode eficiente și rapide pentru depistarea și măsurarea variației conținutului de incluziuni nemetalice din piesele de oțel, fără distrugerea lor.

Influența defectelor de la laminarea sau forjarea oțelului

Anumite defecte cunoscute de la laminarea sau forjarea oțelului pot provoca rebuturi mari în tratamentul termic.

Suprapuneri, sufluri și rizuri din laminare. De multe ori o laminare sau o matrițare neîngrijită, care dă naștere la suprapuneri sau împăturiri de material, creează crăpături ascunse în piesă. Acestea sînt puse în evidență la prelucrarea mecanică, dar multe nu apar decît după tratamentul termic și adesea numai la rectificare, rebutînd în final piesa.

Suflurile de la suprafața lingoului, prin laminare sau forjare, sînt transformate în sufluri laminate (întinse); în timpul tratamentului termic, acestea se deschid sub formă de fisuri care de asemenea duc la rebuturi în masă.

Fisurile de acest fel, chiar dacă nu se observă cu ochiul liber (și nici nu sînt scoase totdeauna la iveală de operațiile de prelucrare mecanică) sînt puse imediat în evidență în urma unei căliri și mai ales în urma încălzirii prin inducție.

Se știe că la încălzirea prin curenți de înaltă frecvență stratul superficial de metal are rolul de conducător electric.

Dacă acest strat nu este continuu și prezintă o întrerupere într-un loc, de exemplu sub forma unei fisuri, în locul respectiv rezistența de trecere a curentului este foarte mare și prin căldura ohmică dezvoltată, metalul se poate topi în acel loc.

Datorită acestui fapt, în piesele călite prin curenți de înaltă frecvență și fisurate, de-a lungul fisurilor apar din loc în loc mici zone, adesea microscopice, cu material topit, asemănător cu cele ce se produc la încălzirea prin curenți de înaltă frecvență a pieselor turnate care au porozități în stratul superficial.

Dacă suflurile de lingou sînt de dimensiuni mici sau lingoul prezintă superficial pori, aceștia prin laminare se transformă în rizuri. Rizurile de laminare se mai ivesc pe suprafața metalului și în urma unei laminări nesatisfăcătoare, cu cilindri uzați sau nerectificați.

Rizurile reprezintă adîncituri pe suprafața metalului, care constituie amorse de fisurare la călire și pot duce la rebutarea pieselor tratate.

Structura dungată sau structura în benzi (în șiruri) este o structură secundară care apare în oțel după prelucrarea mecanică la cald, din cauza incluziunilor nemetalice și a carburilor orientate prin prelucrare (fig. 7 — structură dungată la bara din față).

Structura dungată provoacă după tratament proprietăți mecanice neomogene în piesă și adeseori duce, datorită așezării paralele a componenților structurali, la fisuri întinse de tratament.

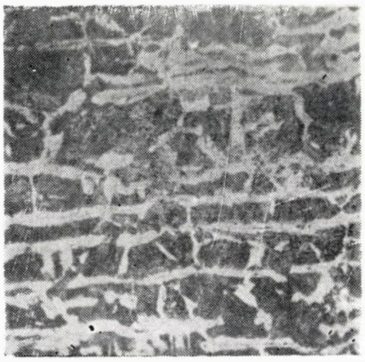


Fig. 7

În cel mai bun caz, structura în benzi influențează negativ numai gradul de deformare a pieselor după tratament și prin aceasta ea constituie un factor de calitate a oțelului de prim ordin, de care trebuie să se țină seamă îndeosebi la fabricarea pinioanelor.

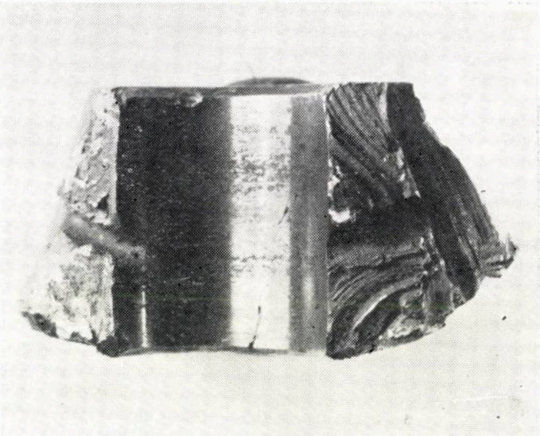


Fig. 8

Structura șistoasă este o structură cu un aspect fibros foarte pronunțat (în straturi) care, de asemenea, apare după prelucrările mecanice la cald. Ea se datorează incluziunilor străine și segregațiilor conținute de oțel în cantități mari, fiind caracteristică oțelurilor aliate impure și puternic deformate. Structura șistoasă înrăutăţeşte considerabil proprietăţile mecanice ale oţelului după tratamentul termic şi mai ales rezistenţa la oboseală şi alungirea pe direcţie perpendiculară fibrajului. În figura 8 se arată un pinion satelit de la camionul SR—101, din oţel 21 MoC 12, spart în exploatare datorită acestei structuri.

Fulgii reprezintă în piesele de oţel, ca orice fisură, locuri de concentrare a tensiunilor, datorită cărora se micşorează rezistenţa la oboseală şi la solicitările statice şi dinamice.

Din punct de vedere al tratamentului termic, fulgii, constituind fisuri ascunse în material, reprezintă principala cauză a crăpăturilor grosolane de călire care pornesc din interiorul piesei. De aceea, un oţel forjat sau laminat cu fulgi se rebutează înainte de a fi dat în fabricaţie. De obicei însă, se iau toate măsurile cunoscute atît la elaborarea oţelului, cît şi la forjare pentru a se evita apariţia fulgilor în semifabricatele forjate, astfel încît defectul apare destul de rar în oţelurile de construcţie.

Coroiajul reprezintă un alt factor de calitate a oţelului, de cea mai mare importanţă pentru tratamentul termic.

După cum se ştie, cu cît coroiajul este mai mare, cu atît masa oţelului a fost mai adînc şi mai intens frămîntată şi ca urmare oţelul a devenit mai omogen din punct de vedere chimic şi structural. Prin coroiaj mare segregaţiile se reduc, iar structura oţelului rezultă mai fină şi mai uniformă.

Operaţiile de tratament termic aplicate în aceste condiţii dau pieselor de oţel caracteristicile mecanice cele mai ridicate şi mai omogene ce se pot obţine prin tratament.

În strînsă legătură cu coroiajul oţelului trebuie menţionat şi un alt fenomen ce apare la matriţarea unor piese de autocamion, în special a pinioanelor de la cutia de viteză sau de la diferenţial. Deformarea acestora, produsă de tratamentul termic, are mare importanţă în funcţionarea la un nivel de zgomot foarte scăzut a subansamblurilor alcătuite cu aceste pinioane.

În timpul procesului de matriţare a pinioanelor se întîmplă adesea ca, din cauza volumului prea mic al semifabricatului, metalul să nu umple complet cavitatea matriţei. Piesa capătă îndesări neuniforme pe secţiune şi uneori chiar porozităţi care duc în mod sigur la deformaţii mari de tratament termic. Îndesările neuniforme ale metalului în secţiune, în special la dinţii pinionului, fac să apară la prelucrarea prin aşchiere tensiuni care la rîndul lor provoacă deformaţii neuniforme la încălzirea pentru tratament. Asemenea cazuri sînt destul de frecvente în practica de uzină şi ele explică de multe ori, alături de alţi factori legaţi de calitatea oţelului (cum ar fi mărimea grăuntelui de austenită), deformările exagerate ale unor piese de oţel la tratamentul termic.

Fibrajul pieselor matriţate sau forjate interesează indirect tratamentul termic, prin rezultatele nesatisfăcătoare care se obţin în exploatare în cazul unui fibraj incorect la piesele tratate termic.

Decarburarea poate să fie totală sau parţială. Procesul de decarburare apare mai accentuat la oţelurile cu conţinut ridicat de carbon şi se produce în mod neintenţionat şi nedorit atunci cînd atmosfera cuptorului conţine un exces de gaze oxidante (oxigen, bioxid de carbon sau vapori de apă). O acţiune puternică de decarburare a oţelului o exercită şi hidrogenul din atmosfera de lucru a cuptorului. El leagă atomii de carbon în hidrocarburi, provocînd astfel o decarburare superficială a oţelului, similară aceleia produse de gazele oxidante.

Datorită conţinutului mai mic de carbon din stratul superficial, oţelul decarburat nu mai are după călire duritatea minimă necesară, deci piesa nu va mai corespunde după tratament condiţiilor tehnice din documentaţia tehnologică.

Efectele cele mai grave ale decarburării la piesele tratate termic se manifestă asupra duratei şi rezistenţei lor la oboseală.

Unele piese matriţate de autocamion, de exemplu fuzetele sau pîrghiile de fuzetă, prezintă după matriţare un strat decarburat a cărui grosime variază între limite mari, ajungînd pînă la grosimi de 1—1,5 mm. Aceste piese, supuse unui regim de călire corect, nu obţin la suprafaţă duritatea corespunzătoare stării călite. Sub stratul decarburat, înlăturat prin polizare, încercarea la duritate arată însă durităţi ridicate, dar prelucrarea tuturor suprafeţelor acestor piese forjate care au contururi neregulate este, din punct de vedere economic şi practic, aproape imposibilă.

Piesele cu strat exterior mai mare sînt susceptibile de a se rupe la oboseală în condiţiile unor solicitări ciclice. În stratul moale, insuficient călit, prezenţa feritei dă naştere la fisuri de unde, sub solicitările variabile în timp, pornesc ruperile la oboseală.

Un alt tratament care este considerabil afectat de decarburarea superficială a oţelului este călirea superficială prin curenţi de înaltă frecvenţă. La călirea superficială prin curenţi de înaltă frecvenţă a pivotului fuzetei din oţel marca 41 C 10 îmbunătăţit primar, o serie de piese nu prindeau duritate deşi erau puternic încălzite şi răcite energic prin jet de apă. Piesele erau executate direct din bare laminate la cald şi ajungeau la tratament numai după o simplă rectificare care nu elimina complet stratul decarburat din laminare. Introducîndu-se o operaţie de strunjire, defectul a fost înlăturat.

Şuruburile şi în general buloanele filetate folosite în construcţia de autocamioane se confecţionează astăzi, în majoritatea cazurilor, prin deformare plastică, refulîndu-se capetele şi rulîndu-se filetul. Se știe că un filet uzinat are o rezistență mai mică decît un filet rulat, din cauza întreruperii fibrajului piesei la uzinare. Totuși, trebuie observat că uzinarea unui filet înlătură decarburarea suprafeței și prin aceasta ameliorează rezistența lui la oboseală, față de un filet rulat pe un material decarburat.

În afară de laminare sau forjare, decarburarea unor piese de camion mai poate proveni din turnare sau chiar de la diferite operații de tratament termic greșit executate. Datorită condițiilor funcționale ale acestor piese, decarburarea trebuie pe cît posibil evitată sau menținută între limite cît mai mici, lucru ce se poate realiza prin aplicarea la încălzire a unor măsuri de protecție, ca: împachetarea în așchii de fontă, menținerea unei atmosfere neutre sau reducătoare în spațiul de lucru al cuptorului, încălzirea în băi de săruri neutre, încălzirea prin c.i f. sau încălzirea în cuptoare cu atmosferă controlată.

Concluzii

Din examinarea condițiilor tehnice ale standardelor noastre de oțeluri carbon și aliate se desprinde constatarea că indicii de calitate nu sînt suficient de bine prinși în standardele respective, iar condițiile impuse pentru ei sînt cu totul nesatisfăcătoare pentru stadiul actual de dezvoltare a industriei constructoare de mașini din țară.

Se impune prin urmare, în viitorul apropiat, o revizuire a acestor indici, în sensul unei mai strînse precizări care să asigure o calitate superioară, mai omogenă și mai constantă a oțelurilor noastre de construcții, condiție esențială pentru aplicarea unei tehnologii de tratament termic economice și eficace.

CZ 669.14.016.564: 621.822.7

Considerații privind decarburarea oțelului de rulmenți

Ing. H. DASCĂLU
Uzina metalurgică – București

În timpul încălzirii oțelului de rulmenți, în vederea deformării plastice la cald sau tratament termic, produsele de ardere ale combustibilului din cuptoarele cu flacără determină oxidarea superficială a oțelului. Concomitent cu formarea unui strat de oxid pe suprafața metalului — ca urmare a oxidării fierului — sub acest strat are loc un proces de decarburare în urma oxidării carbonului.

La o decarburare mai adîncă, straturile de metal, sărace în carbon, se pot menține și după prelucrarea mecanică, ceea ce duce la creșterea rebutului și apariția fisurilor la călire și la scăderea durabilității pieselor de rulmenți finite.

Din aceste considerente, adîncimea stratului decarburat (zona feritică plus zona de trecere) a profilelor trebuie să fie cît mai redusă.

Una din stările curente de livrare a oțelului de rulmenți, produs la uzinele „Industria sîrmei", o reprezenta sortimentul tras-recopt, pentru care STAS 1456—61 prevede o adîncime de decarburare cuprinsă între 2 și 4% din diametrul profilelor.

Cerințele mereu mai exigente privind calitatea, în general, și decarburarea, în special, au determinat efectuarea de cercetări* pentru cunoașterea posibilităților de realizare a unei decarburări mai reduse la oțelul pentru rulmenți tras-recopt, produs la I.S.C.T., mai ales că o serie de standarde străine prevăd maximum 1%, indiferent de dimensiunea profilului.

La uzinele „Industria sîrmei" oțelul de rulmenți se elaborează în cuptoare electrice bazice, de capacitate mică, și se toarnă în lingouri de 175 kg, cu secțiune pătrată, prin metoda directă și prin sifon. Lingourile de oțel pentru rulmenți, destinate executării profilelor trase, se strunjesc înainte de laminare.

Încălzirea pentru laminare a lingourilor se efectuează în cuptoare cu propulsie, utilizînd gazul metan, la temperatura de 1 100—1 150° C, în timp ce pentru țagle (65 × 65 mm) această temperatură variază între 1 080 și 1 120° C. Temperatura sfîrșitului de laminare este de 900—950° C pentru lingouri și de 850—900° C pentru țagle. În cele două secții de laminare, din țagle se obțin profile rotunde cu diametrul de 14—32 mm și sîrme de 6—13 mm, în colaci, din care prin tragere și trefilare se obțin produse rotunde de 3—30 mm, după recoacere prealabilă.

În cursul transformării sale din lingou în produs finit, oțelul de rulmenți este supus mai multor încălziri. Fiecare din fazele procesului tehnologic, însoțită de operația de încălzire, contribuie într-un anumit grad la decarburarea oțelului (cu excepția cazului în care se utilizează atmosferă de protecție).

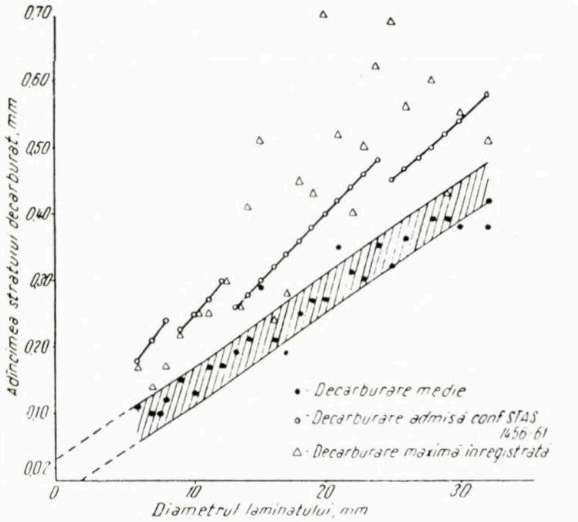


Fig. 1

Pe baza analizei rezultatelor înregistrate în secțiile de laminare s-a întocmit diagrama din figura 1, din care se vede că valorile decarburării pentru oțelul RUL — 1 se înscriu într-un domeniu a cărui medie este o dreaptă ce trece prin origine. Aceasta reprezintă indiciul unei creșteri proporționale a adîncimii stratului decarburat în funcție de creșterea diametrului laminatelor.

Față de diametrul minim de 6 mm, căruia îi corespunde o adîncime medie a stratului decarburat de 0,11 mm, la profilul maxim de 32 mm, decarburarea crește la 0,38 mm. Creșterea proporțională a adîncimii stratului decarburat, în funcție de creșterea diametrului, se manifestă în special la sîrma laminată, la care prin dublarea diametrului — de la 6 la 13 mm — adîncimea decarburării aproape se dublează (față de 0,11 mm se obțin 0,19 mm).

În figura 1, în afară de valorile corespunzătoare decarburării medii, pentru comparație s-au înscris atît decarburările admise conform

---

* Din colectivul de cercetare au făcut parte : ing. V. Cîmpeanu, tehn. O. Dancea, M. Crișan și T. Rusu.

STAS 1456—61, cît și valorile maxime înregistrate la fiecare dimensiune.

Tratamentul termic de recoacere, aplicat înainte de tragerea barelor sau trefilarea sîrmei laminate, se execută în cuptoare cu vatră mobilă, în tuburi, sau în flacără deschisă de gaz metan (în mod corespunzător, în cuptoare tip oală, cu utilizarea unei atmosfere de protecție).

Decarburările medii, obținute la recoacerea oțelului de rulmenți marca RUL—1, în tuburi și în flacără, se arată în figura 2, din care rezultă că toate punctele obținute se plasează într-un domeniu paralel cu abscisa, fiind limitat de valorile 0,32—0,42 mm.

Din figura 2 se vede că majoritatea rezultatelor obținute la recoacerea în flacără se înscriu în domeniul de variație trasat pentru recoacerea în tuburi. Pentru diametrul de 16 mm, la recoacerea în flacără rezultatul a fost mai bun, iar pentru dimensiunile de 24 și 25 mm, adîncimea de decarburare a fost mai mare decît limita superioară a domeniului cu 0,02, respectiv cu 0,03 mm. Rezultă deci că la 80% din dimensiunile comparate, valorile medii ale adîncimii stratului decarburat, obținute la recoacerea în flacără și tuburi, se plasează în același domeniu de variație, în 20% din cazuri, depășirile la recoacerea în flacără fiind neînsemnate (0,02—0,03 mm).

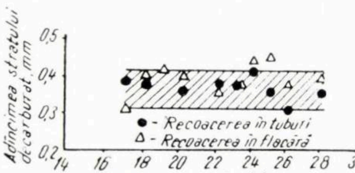


Fig. 2

Deși profilele laminate au fost introduse la recopt avînd o decarburare crescîndă pe măsura creșterii diametrului, în timpul operației de recoacere s-a produs o nivelare a acestor valori, și anume : pentru diametrele mici, adîncimea stratului decarburat crește simțitor în urma recoacerii, în timp ce, concomitent cu creșterea diametrului, diferența dintre decarburarea inițială și cea rezultată după recoacere se reduce în permanență.

Pentru a ilustra aceasta s-a întocmit figura 3, în care pe ordonată s-a trecut raportul dintre decarburarea profilului recopt în tuburi și cea obținută după laminare. Se observă că în domeniul dimensiunilor mari, curba trasată tinde către 1. De aici rezultă că, la recoacerea profilelor de dimensiuni mari, practic decarburarea nu crește față de valoarea inițială, realizată la laminarea profilelor.

Explicația acestei situații se poate pune pe seama legăturii ce există între procesele de oxidare și de decarburare, care au loc în atmosfera cuptorului, la încălzire, sub aspectul rolului de protecție exercitat de țunderul de la suprafață [1], [2], [3]. Cu cît gradul de deformare a oțelului este mai avansat (la obținerea laminatelor de dimensiuni mici), cu atît stratul de oxid aderent (FeO) la suprafața profilelor este mai fin. În acest caz, țunderul format protejează metalul într-o măsură mai mică contra decarburării în timpul recoacerii, decît la dimensiunile mari unde, datorită unei deformări mai reduse în timpul laminării, stratul de oxid aderent trebuie să fie mai gros și rolul său protector să se manifeste mai puternic. Probabil că aici mai intervine și fenomenul difuziunii carbonului spre exterior, cunoscut și demonstrat experimental.

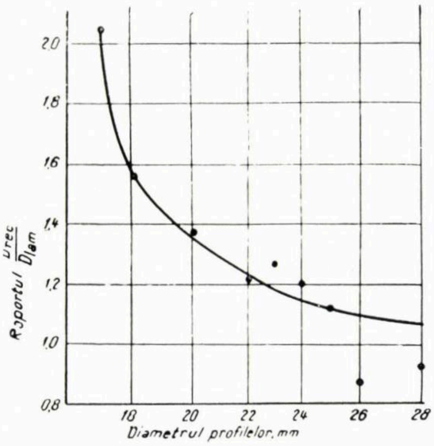


Fig. 3

Pentru protejarea oțelului de rulmenți în timpul tratamentului termic de recoacere, la I.S.C.T. se utilizează cuptoare cu atmosferă controlabilă.

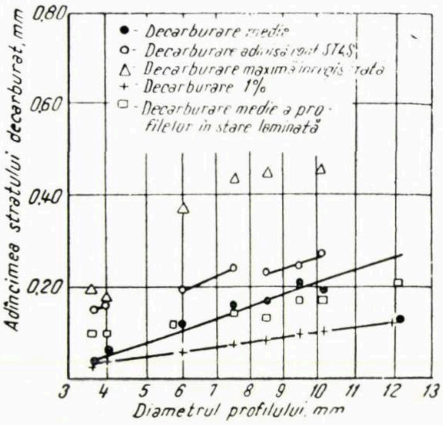


Fig. 4

Prin folosirea atmosferei de protecție la recoacerea oțelului de rulmenți în cuptoare electrice verticale sau în cuptoare verticale încălzite cu gaz metan se evită decarburarea materialului.

Pe baza datelor privind oţelul de rulmenţi tras-recopt (materialul a fost tratat termic în atmosferă de protecţie) s-a construit figura 4.

Din figura 4 rezultă că decarburarea se măreşte pe măsura creşterii diametrului, iar valorile obţinute permit trasarea unei drepte pentru exprimarea decarburării medii a dimensiunilor cuprinse între 3,7 şi 12,2 mm. Analiza alurei acestei drepte, şi a valorilor medii obţinute, scoate în evidenţă asemănarea ce există între figura 4 şi prima parte a domeniului din figura 1, care exprimă decarburarea sîrmei laminate (cu diametrul de 6—13 mm). Înscrierea în figura 4, pentru fiecare dimensiune în starea tras-recopt a decarburării medii, corespunzătoare sîrmei laminate — care a constituit semifabricatul pentru dimensiunea finită respectivă —, duce la constatarea că aceste valori sînt apropiate şi puţin mai mici pentru sîrma laminată (cu excepţia dimensiunilor 3,7 şi 4 mm).

Dat fiind faptul că sîrma laminată, după recoacere în atmosferă de protecţie şi trefilare, la produs finit (şi apoi recopt) îşi reduce diametrul cu circa 14,5—38,4% (pentru dimensiunea finită de 12,2, respectiv 3,7 mm), apare logic ca adîncimea decarburării să scadă în mod proporţional. În realitate, acest lucru se observă numai la dimensiunile de 3,7 şi 4 mm, la care reducerea diametrului este mai simţitoare; începînd cu diametrul de 6 mm, adîncimea decarburării pe profilul finit tras-recopt este mai mare decît a sîrmei laminate din care s-a produs, cu 0,01—0,04 mm, deşi recoacerea s-a efectuat în atmosferă de gaz protector.

Explicaţia acestui fenomen s-ar putea pune pe seama faptului că structura obţinută după recoacere permite o delimitare mai clară a zonei de trecere dintre stratul decarburat şi materialul nedecarburat decît pe laminat. Experienţele au arătat că în cazul aceluiaşi oţel laminat şi apoi recopt în atmosferă, care exclude decarburarea, valoarea decarburării după recoacere a fost în toate cazurile mai mare. În afară de aceasta, probele nu s-au luat din acelaşi loc, dat fiind că decarburarea nu este uniformă pe lungimea laminatului. Dacă la acestea se adaugă şi eventualele erori de determinare, în final este posibilă uneori înregistrarea pe profilul tras-recopt în atmosferă de protecţie, a unor valori uşor mărite faţă de decarburarea sîrmei laminate din care s-a produs profilul tras-recopt. În altă ordine de idei, adîncimea stratului decarburat la oţelul recopt în atmosferă controlabilă, în raport cu situaţia dinainte de recoacere, s-ar mai putea explica şi prin caracterul insuficient protector al atmosferei, în perioada cînd s-au urmărit recoacerile analizate [4].

În figura 4 sînt înscrise prevederile STAS 1456—61 şi cele corespunzătoare decarburării de 1%, conţinută în alte standarde. Compararea acestor valori cu rezultatele decarburării profilelor în stare tras-recopt arată următoarele: faţă de prevederile STAS, valorile reale ale decarburării la profilele trase sînt mai mici cu 0,10—0,11 (pentru diametrul 3,7—4 mm) pînă la 0,08—0,12 mm (pentru diametrul 10,2—12,2 mm), ceea ce corespunde procentual, pentru aceleaşi dimensiuni, cifrelor 2,9—1,5% pînă la 0,8—1,1%. Cu toate acestea, frecvenţa probelor ce depăşesc prevederile STAS (fig. 5, curba 2) variază pentru sortimentul tras-recopt de 3,7—12,2 mm, între 3 şi 32%; pentru majoritatea dimensiunilor se obţine o frecvenţă a probelor peste 12%.

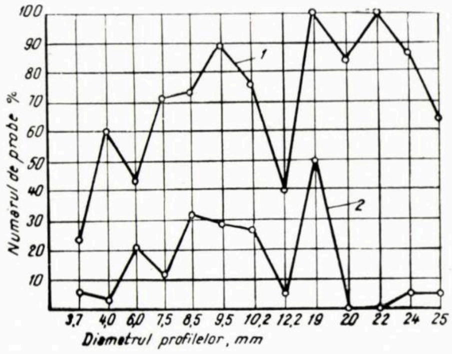


Fig. 5

După cum rezultă din figurile 4 şi 6, decarburările obţinute depăşesc cu 0,02—0,12 mm prevederea de 1%. În figura 5 se vede că numărul de probe cu decarburare mai mare decît 1% (curba 1) variază între 23 şi 90%, iar pentru majoritatea covîrşitoare a dimensiunilor, între 40 şi 90%.

Figura 6 dă o imagine a decarburării oţelului de rulmenţi livrat în stare tras-recopt cu dimensiunea de 19—25 mm (recoacere efectuată în cuptor cu vatră mobilă).

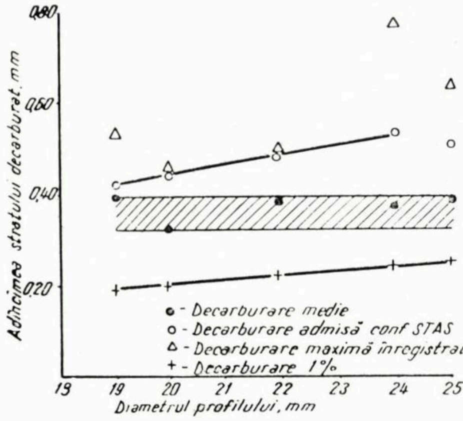


Fig. 6

Valorile obţinute se încadrează într-un domeniu cuprins între 0,32 şi 0,39 mm. În general, decarburarea barelor în stare tras-recopt este mai mică decît în stare laminat-recopt (înainte de trefilare) cu valori proporţionale reducerii diametrului în urma tragerii.

Domeniul trasat pentru decarburările medii depăşeşte pentru toate dimensiunile decarburarea de 1% cu valori ce oscilează între 0,07 şi 0,13 mm. Din figura 7 rezultă felul în care se plasează domeniul decarburărilor medii faţă de cifra de 1%.

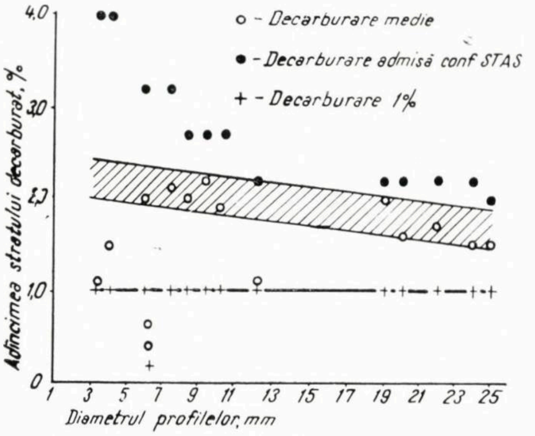


Fig. 7

În ceea ce priveşte frecvenţa probelor de decarburare mai mare decît 1%, din figura 5 rezultă că numărul lor, pentru dimensiunile de 19—25 mm, variază între 65 şi 100%.

Din analiza datelor prezentate a reieşit modul în care se decarburează oţelul de rulmenţi în cadrul fluxului tehnologic, existent la I.S.C.T. A rezultat, de asemenea, legătura ce există între decarburarea iniţială a profilelor laminate şi cea obţinută la recoacere şi pe profilele finite, pentru livrare în stare tras-recopt.

Dat fiind că decarburarea profilelor laminate este elementul principal care determină decarburarea în final pe profilele trase, recoapte în atmosferă de protecţie sau fără utilizarea acesteia, s-au efectuat încercări de reducere a decarburării, începînd de la laminarea lingourilor.

Pentru stabilirea influenţei acoperirilor de protecţie asupra decarburării s-au experimentat diverse metode, ca: protejarea lingourilor înainte de încălzire cu soluţii de var sau reziduuri de carbid şi adaos de grafit, protejarea prin depunere în baie de SO_4Cu a unui strat fin de cupru etc.

Numeroasele încercări de protejare a lingourilor înaintea încălzirii pentru laminare cu soluţiile de mai sus nu s-au dovedit eficiente, rezultatele obţinute fiind practic aceleaşi cu cele de la laminarea fără protejare.

S-au mai încercat acoperiri de protecţie a lingourilor pe bază de silicat de sodiu, conţinînd mai multe componente, cît şi simpla ungere cu silicat de sodiu.

Experimentarea acoperirilor de protecţie cu silicat de sodiu s-a bazat pe afirmaţia [5] că la temperaturi peste 800°C, sticla solubilă capătă aspect de cauciuc şi acoperă suprafaţa cu un strat uniform, subţire şi dens, asemănător unui smalţ care nu se detaşează cînd materialul se detaşează în cuptor, precum şi la răsturnarea lui înainte de începerea laminării.

Experimentarea acoperirii cu silicat de sodiu a cauzat o anumită reducere a adîncimii decarburării în comparaţie cu laminarea fără protejarea suprafeţei lingourilor. La un număr însemnat dintre probele prelevate au fost găsite în stratul superficial defecte ce depăşesc adîncimea stratului decarburat, dar nu s-a stabilit dacă apariţia lor este în legătură cu protecţia cu silicat de sodiu.

S-a cercetat, de asemenea, influenţa acoperirilor de protecţie a profilelor laminate înaintea operaţiei de recoacere şi tragere. Deşi s-au obţinut unele rezultate pozitive, acestea nu pot fi considerate concludente deoarece ele nu reflectă un aspect calitativ important — cel al defectelor de suprafaţă, care au avut o adîncime mult mai mare faţă de cea a decarburării. Eliminarea acestor defecte — care într-un număr însemnat de cazuri reprezintă sufluri care se păstrează şi după cojirea lingourilor şi altele (fig. 8, 9) — este exclusă prin trefilare, aceasta fiind posibil numai printr-o cojire corespunzătoare. Prezenţa defectelor are o importanţă deosebită, deoarece existenţa lor reduce simţitor efectul ce s-ar obţine în urma micşorării adîncimii decarburării.

Analiza datelor înregistrate, privind defectele depistate la examinarea microscopică a probelor prelevate din profile laminate (marca oţelului RUL—1), a permis construirea diagramei de frecvenţă din figura 10.

Din figura 10 — cu excepţia dimensiunilor de 22, 23 şi 29 mm — rezultă că în toate celelalte cazuri adîncimea maximă a defectelor depăşeşte adîncimea medie a stratului decarburat, de 1,1—3,5 ori.

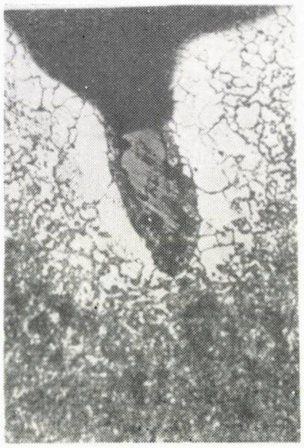


Fig. 8

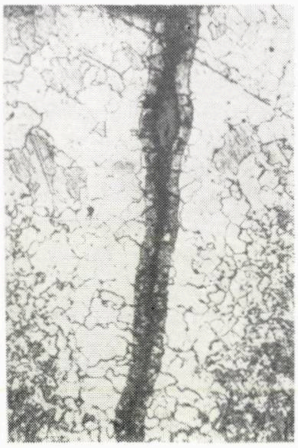


Fig. 9

Figura 11 arată că pentru majoritatea dimensiunilor laminate, numărul de probe pe care s-au depistat defecte de suprafață variază între 8 și 20% ; pentru diametrele de 18 și 32 mm ele ating 31 și respectiv 46%. Din totalul probelor cu defecte, 12–100% depășesc adîncimea medie de decarburare. Aceste defecte, care în procesul de trefilare pentru starea de livrare tras-recopt își reduc neînsemnat adîncimea (în cazul destul de rar cînd defectele nu se accentuează prin trefilare), devin elementul principal și pot să anuleze efectul ce s-ar obține în urma reducerii adîncimii stratului decarburat.

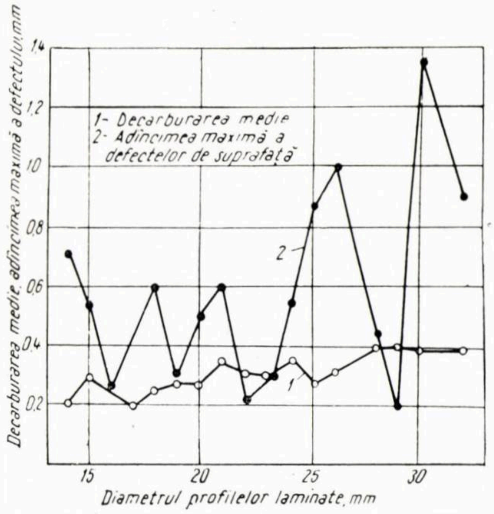


Fig. 10

Eliminarea acestor defecte – pentru rezolvarea aspectului calitativ al problemei și asigurarea înscrierii certe în decarburarea de maximum 1% – se poate realiza prin cojirea finală a profilelor și excluderea cojirii lingourilor, care se prevede la obținerea barelor în stare tras-recopt.

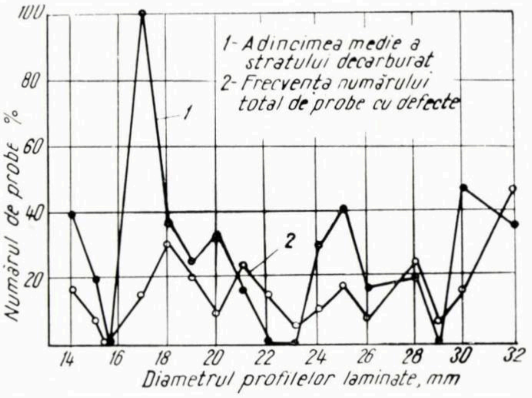


Fig. 11

S-a stabilit că prin cojirea finală a barelor, coeficientul de utilizare a oțelului nu se micșorează, iar fluxul tehnologic se simplifică.

Deoarece, în condițiile tehnologiei și utilajelor existente la I.S.C.T., apariția stratului decarburat pe profile laminate în general și pe bare trase cu diametrul peste 14 mm este inevitabilă, s-a stabilit ca sortimentul tras-recopt să fie înlocuit cu sortimentul cojit-tras, prevăzut, de asemenea, în STAS 1456–61 (starea C2).

În acest mod se creează posibilități pentru realizarea unei decarburări de maximum 1%, ceea ce va trebui să ducă la îmbunătățirea calității la beneficiari și la creșterea durabilității rulmenților în exploatare.

Concluzii

– S-a stabilit existența unei neuniformități mari a decarburării pe perimetrul profilelor laminate din oțel pentru rulmenți, și anume: adîncimea maximă a stratului decarburat depășește adîncimea medie, de 2,6 ori, și pe cea minimă, de 7 ori.

– În cazul profilelor laminate, adîncimea stratului decarburat crește cu diametrul profilului, valorile medii variind între 0,11 mm, pentru diametrul de 6 mm, și 0,38 mm, pentru diametrul de 32 mm.

– După tratamentul termic de recoacere a barelor laminate în cuptor cu vatră mobilă, în tuburi sau în flacără, adîncimea decarburării capătă aceeași valoare pentru toate dimensiunile, care echivalează cu valoarea medie de pe barele laminate cu diametrul maxim (32 mm). Domeniul de variație a adîncimii stratului decarburat se încadrează în limitele 0,32–0,45 mm.

– Profilele subțiri, recoapte în cuptoare tip oală, cu utilizarea atmosferei controlabile, își mențin, în general, decarburarea inițială din laminare.

– Datorită reducerii relativ mici a secțiunii la trefilare, stratul decarburat nu înregistrează o micșorare sensibilă. Valorile medii după trefilare depășesc 1% din diametru, înscriindu-se în domeniul ale cărui limite inferioară și superioară oscilează între 2 și 1,5%, respectiv între 2,4 și 1,9% (pentru dimensiunile maxime cele două limite sînt 1,9 și 1,5%).

– Pe barele laminate, în afară de stratul decarburat s-au înregistrat și alte defecte de suprafață, ca: fisuri, sufluri, pătrunderi de oxizi, suprapuneri de material, a căror adîncime a depășit decarburarea medie de 1,1 – 3,5 ori.

– Realizarea unui strat decarburat cu adîncime redusă nu rezolvă problema calității produselor, din cauza prezenței celorlalte defecte de suprafaţă, însă permite să se micşoreze consumul de metal.

— Se apreciază că obţinerea unei suprafeţe fără defecte a profilelor şi încadrarea în adîncimea de decarburare de max. 1% este posibilă numai în cazul efectuării operaţiei de cojire finală a oţelului laminat şi producerii sortimentului cojit-tras, în loc de tras-recopt. În acest sens se impune mărirea capacităţii de cojire a barelor şi acordarea de sprijin pentru completarea dotării uzinei cu o maşină pentru cojirea laminatelor în colaci.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * * *Încălzirea pieselor de maşini în atmosfere de protecţie şi în instalaţii aferente.* Bucureşti, Institutul de documentare tehnică, 1956.

[2] Contorovici I. E. *Tratamentul termic al oţelului şi fontei.* Bucureşti, Editura tehnică, 1953.

[3] Krivandin V. A. şi alţii. *Cuptoare metalurgice.* Bucureşti, Editura tehnică, 1963.

[4] Teodorescu Al. *Tratamente termice în atmosfere controlate.* Bucureşti, Editura tehnică, 1964.

[5] Iudovici S. Z. *Utilizarea acoperirilor de protecţie pentru micşorarea decarburării oţelului.* Oţelul, nr. 1, 1957 (extras din revista Stal, nr. 1, 1957), p. 69—72.

CZ 621.785/.787

Tratamentul termomecanic la temperaturi superioare (T. T. M. T. S.) — metodă eficientă pentru îmbunătăţirea proprietăţilor mecanice şi a structurii oţelurilor întrebuinţate în construcţia de maşini

Dr. ing. N. SASSU
Ministerul Industriei Construcţiilor de Maşini

În ultimii zece ani s-au efectuat o serie de cercetări cu privire la „durificarea"oţelurilor de construcţie prin aplicarea tratamentului termomecanic la temperaturi superioare. Printre acestea trebuie amintite lucrările [1] — [6].

Mai tîrziu şi alţi cercetători [7] au aplicat această metodă de tratament termomecanic cu scopul „durificării" oţelurilor.

Prin această metodă oţelul se deformează cu o viteză mare la temperatura de stabilitate a austenitei, deasupra temperaturii de recristalizare, după care urmează imediat călirea bruscă, care exclude aproape complet recristalizarea structurii deformate (fig. 1 : *1* — tratamentul termomecanic prin deformarea austenitei subrăcite — tratamentul termomecanic la temperaturi inferioare — T.T.M.T.I. ; *2* — tratamentul termomecanic la temperaturi superioare — T.T.M.T.S.).

Acest procedeu prezintă marele avantaj că deformarea plastică a oţelului se realizează la temperaturi ridicate, unde austenita se poate supune unor deformări puternice prin aplicarea unor presiuni relativ mici în comparaţie cu tratamentul termomecanic la temperaturi inferioare (T.T.M.T.I.).

Deformarea oţelului în domeniul stabilităţii austenitei deasupra temperaturii de recristalizare trebuie să se realizeze în aşa fel încît durata deformării plastice şi a răcirii ulterioare să nu depăşească timpul corespunzător începutului de transformare a austenitei.

Cercetătorii au arătat că un asemenea tratament exclude fragilitatea de revenire a oţelului [1] — [6] (fig. 2 : Rezilienţa şi duritatea oţelului 37HN3A în funcţie de tratament : *1* — după tratamentul termic obişnuit ; *2* — după tratamentul termomecanic), îmbunătăţeşte rezistenţa şi plasticitatea [8], măreşte rezi-

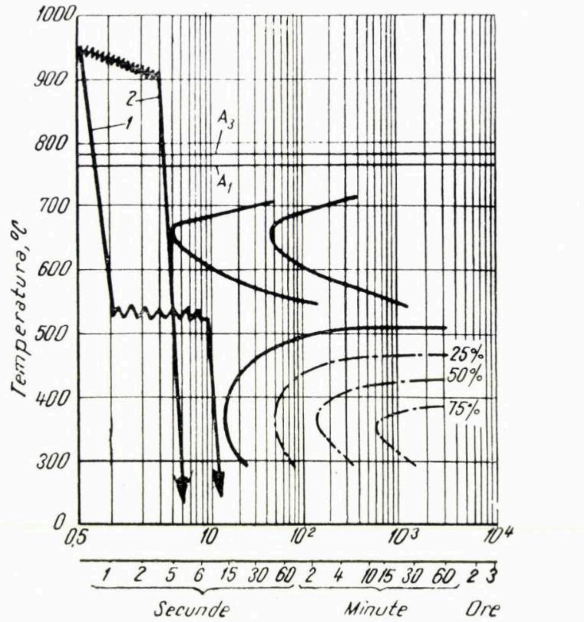


Fig. 1

lienţa atît la temperatura mediului ambiant, cît şi la temperaturi joase (fig. 3 : Influenţa gradului de deformare asupra rezilienţei oţelurilor 37HN3A şi 30HGSA după tratamentul termomecanic : încălzire la 1 150° C, răcire pînă la 900° C, deformare, călire şi revenire la 350 °C pentru oţelul 37HN3A şi la 400° C, pentru oţelul 30HGSA) şi coboară temperatura de fragilitate la temperaturi negative [6] — [7]. De asemenea, micşorează sensibilitatea oţelului la formarea fisurilor [9].

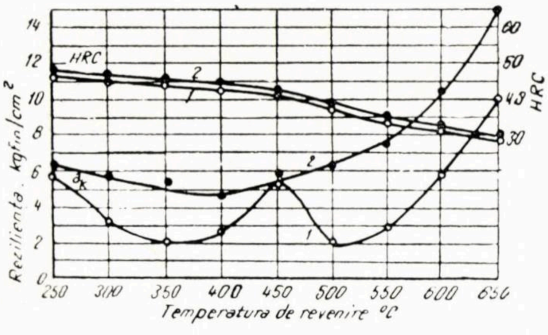


Fig. 2

Cunoaşterea fenomenelor care au loc ca urmare a aplicării tratamentului termomecanic prezintă nu numai interes ştiinţific, dar are şi o deosebită însemnătate practică. În acest caz are loc mărunţirea grăunţilor de austenită, formarea blocurilor, deformarea reţelei cristaline pe marginile pachetelor de alunecare şi a blocurilor. Structura austenitei se obţine cu atît mai fină, cu cît este mai mare gradul de deformare.

Totuşi, structura deformată tinde către o formă de stabilitate termodinamică, spre formarea unor grăunţi echiaxiali şi creşterea acestora.

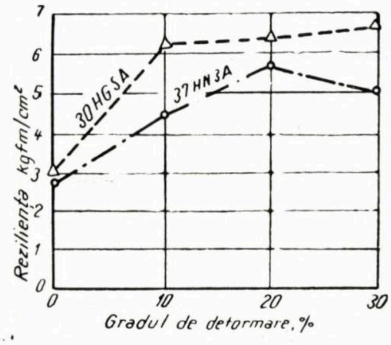


Fig. 3

Viteza de recristalizare a oţelului deformat este în funcţie de mobilitatea atomilor de metal şi carbon.

Mobilitatea atomilor elementelor de aliere în oţel de regulă este mai mică decît mobilitatea atomilor de fier ; de aceea, prezenţa în oţel a elementelor de aliere frînează procesul de refacere într-o formă simetrică a grăunţilor de austenită deformaţi. De aceea, alierea constituie un factor important pentru încetinirea procesului de recristalizare, întrucît favorizează menţinerea structurii austenitice deformate.

De asemenea, viteza de recristalizare depinde într-o măsură foarte mare de temperatură.

Prin călire se poate coborî repede temperatura metalului sub temperatura de recristalizare, menţinînd structura fină a blocurilor de austenită deformate pînă la începutul transformării martensitice şi determinînd decurgerea acestor procese în cadrul structurii blocurilor de austenită.

După deformare, cu cît structura de austenită este mai fină, cu atît mai bine se va menţine în timpul transformării martensitice şi cu atît vor fi mai mici cristalele de martensită.

Aşadar, aplicarea tratamentului termomecanic prin deformarea oţelului deasupra punctului Ac_3 permite obţinerea unei structuri cristaline deosebit de fine a oţelului de călire, asigurîndu-i o înaltă rezistenţă.

Spre deosebire de procedeul de tratament termomecanic la temperaturi inferioare (T.T.M.T.I.), menţionat în lucrarea [20], în cazul aplicării acestei metode nu se obţine „martensită de deformare".

În S.U.A., alături de procedeul de tratament termomecanic denumit „ausforming" şi care ocupă un loc predominant, se încearcă pe o scară relativ redusă şi tratamentul termomecanic după această schemă, şi anume prin deformarea austenitei la temperaturi deasupra punctului Ac_3. Asemenea experienţe au fost efectuate de Kula şi Dhosi asupra oţelului 4340, elaborat în cuptor industrial deschis. Cu toate că s-a obţinut o creştere a rezistenţei la rupere, de 25—40%, o mărire considerabilă, de 70—100%, a plasticităţii şi îndeosebi a rezilienţei, obţinîndu-se de asemenea o coborîre a temperaturii critice de fragilitate la temperaturi negative, precum şi micşorarea tendinţei de fragilitate la revenire, totuşi această metodă de tratament termomecanic s-a răspîndit puţin în S.U.A. Aceasta se explică prin faptul că tratamentul termomecanic după schema „ausforming" permite obţinerea unor rezistenţe mai ridicate în comparaţie cu tratamentul termomecanic prin deformarea austenitei la temperaturi deasupra punctului Ac_3 (T.T.M.T.S.). Urmărind obţinerea unor valori absolute ale rezistenţei la rupere σ_r, deseori se neglijează faptul că în afară de alte proprietăţi mecanice o caracteristică deosebit de importantă a oţelului o constituie limita de rezistenţă reală S_k, care după schema tratamentului termomecanic la temperaturi superioare — deformarea austenitei deasupra punctului Ac_3 — s-a dovedit a fi superioară, în majoritatea cazurilor, comparativ cu cea obţinută după schema de deformare „ausforming".

În afară de aceasta, aplicarea tratamentului termomecanic după schema „ausforming" lasă oțelului tendința de fragilitate la revenire și îndeosebi atunci cînd aplicarea acestui procedeu (deformarea) se face în intervalul de temperatură caracteristic pentru fragilitatea de revenire ireversibilă.

Schema tehnologică „ausforming'' nu este pe deplin recomandabilă şi datorită următoarelor cauze : complică tehnologia efectuării tratamentului, deoarece necesită trecerea semifabricatelor în diferite cuptoare și realizarea menținerii izoterme; gradul de deformare este limitat într-o măsură considerabilă, datorită creșterii rezistenței la deformare la temperaturi relativ joase, corespunzătoare stabilității maxime a austenitei; oțelurile care au stabilitatea austenitei redusă nu pot fi supuse acestui procedeu de tratament termomecanic.

În afară de avantajele menționate, T.T.M.T.S., așa cum rezultă din lucrarea [10], permite obținerea unei rezistențe la rupere ridicate chiar și la un grad de deformare de 5%; la o deformare de 15% s-a atins cea mai mare valoare a rezistenței (aproximativ 220 kgf/mm^2 față de 180 kgf/mm^2 cît s-a obținut după tratamentul termic obișnuit).

O creștere mai mare a gradului de deformare menține practic rezistența la rupere la același nivel ca și la 15% deformare și se observă numai tendința de creștere a limitei de curgere.

În acest caz deformarea plastică exercită o influență mare la grade de deformare relativ mici, comparativ cu deformarea austenitei deasupra punctului martensitic (T.T.M.T.I.), unde pentru atingerea unor valori ridicate ale rezistenței la rupere este necesară aplicarea unor deformări de aproximativ 25—30%.

Prin deformarea austenitei deasupra punctului Ac$_3$, marea mobilitate a atomilor duce la mărunțirea și formarea substructurii (structurii cristaline fine) la grade mici de deformare; drept urmare a acesteia are loc „durificarea'' structurii de austenită chiar și la grade mici de deformare în comparație cu metoda „ausforming'', la care deformarea austenitei se face deasupra punctului martensitic, unde mobilitatea atomilor este mai mică.

Față de avantajele menționate, trebuie amintit că deformarea austenitei la temperaturi destul de ridicate pentru decurgerea proceselor de recristalizare duce la obținerea unei rezistențe mai mici în comparație cu cea obținută după tratamentul termomecanic la temperaturi inferioare. Explicația constă în aceea că, în cazul aplicării tratamentului termomecanic la temperaturi superioare, chiar dacă procesul de deformare și călire ulterioară decurge rapid, are totuși loc o recristalizare parțială a structurii oțelului.

După cum se menționează în lucrarea [10] este posibil ca imediat după deformarea plastică deasupra punctului Ac$_3$ parțial să aibă loc recristalizarea de gradul I — grăunții și subgrăunții care s-au format prin deformare căpătînd o formă echiaxială. Cu toate acestea, recristalizarea de gradul II — de „coalescență'' pînă la călire nu reușește să aibă loc, de aceea grăunții se mențin mici.

După cum se știe, călirea favorizează creșterea limitei de elasticitate a oțelului; cu toate acestea, elasticitatea maximă nu corespunde pe deplin durității maxime.

Oțelul călit capătă elasticitatea maximă numai după o revenire la o temperatură nu prea ridicată. Această revenire „medie'' se aplică, de exemplu, la tratamentul arcurilor și resorturilor.

Așadar, elasticitatea oțelului călit este relativ scăzută. Revenirea la 200°C nu este suficientă pentru creșterea elasticității; aceasta atinge valoarea maximă după o revenire în intervalul de temperatură corespunzător descompunerii austenitei reziduale (250—300°C pentru oțelurile carbon; 300—350°C pentru oțelurile aliate de construcție). Mărirea elasticității nu trebuie pusă totuși pe seama descompunerii austenitei reziduale, deoarece creșterea acesteia se observă și prin aplicarea altor condiții de revenire, și anume, în cazul cînd timpul de menținere este redus și austenita reziduală nu reușește să se descompună.

Se pare că problema constă în procesul de revenire a martensitei care, la un anumit stadiu, duce la obținerea elasticității maxime, precum și la eliminarea tensiunilor remanente [12].

Temperatura de revenire la care se supun arcurile și resorturile se află, de obicei, puțin mai sus decît intervalul de temperatură corespunzător elasticității maxime, deoarece aceasta corespunde zonei de creștere a fragilității ireversibile. De aceea, regimurile de revenire care se aplică la arcuri și resorturi constituie aproape întotdeauna, așa după cum se știe, un compromis între dorința de a obține o elasticitate maximă și necesitatea de a menține un minim de reziliență.

Revenirea optimă pentru arcuri și resorturi ar fi în zona de temperatură corespunzătoare creșterii fragilității de revenire, bineînțeles cu condiția absenței acesteia.

Combinarea durității, elasticității și rezilienței maxime ar putea fi obținută la oțeluri care să nu fie supuse la fragilități de revenire ireversibile. Pentru aceasta trebuie să se recurgă la aplicarea tratamentului termomecanic — metodă care elimină fragilitatea de revenire ireversibilă.

În afară de alte proprietăți mecanice, pentru oțeluri de arcuri și resorturi, are o mare importanță limita de elasticitate. De aceea va trebui să se aleagă un astfel de procedeu de tratament termic, care să dea posibilitatea ca în afară de obținerea unor proprietăți mecanice satisfăcătoare, să influențeze și asupra creșterii limitei de elasticitate. După cît se pare, asemenea rezultate se pot obține numai după tratamentul termomecanic.

Lucrările [1] — [8], [10], [13], [14], [15], consacrate tratamentului termomecanic prin deformarea austenitei deasupra temperaturii de recristalizare, confirmă interesul deosebit pe care-l stîrnesc aceste metode de „durificare'' a oțelurilor.

Trebuie reamintit că nu întotdeauna cercetătorii au reușit să obțină o rezistență ridicată prin aplicarea tratamentului termomecanic [7]. Cu toate acestea, cei mai mulți au arătat că tratamentul termomecanic la temperaturi superioare mărește considerabil rezistența la rupere a oțelurilor.

Acest procedeu de tratament prezintă marele avantaj că poate fi aplicat la oțeluri la care stabilitatea austenitei este redusă, permițînd atingerea unei rezistențe de rupere considerabile , chiar și la oțelurile obișnuite, fapt care duce la lărgirea posibilităților lor de întrebuințare, înlocuind pe cele aliate.

Astfel, prin aplicarea T.T.M.T.S. asupra oțelului silicios pentru arcuri, avînd compoziția chimică : 0,62%C ; 2,16% Si ; 0,85% Mn, s-a obținut o rezistență la rupere $\sigma_r = 280$ kgf/mm^2, față de $\sigma_r = 215 - 220$ kgf/mm^2 după tratamentul termic obișnuit.

Proprietățile de rezistență ale acestui oțel, relativ ieftin, cresc cu 50—60 kgf/mm^2 prin menținerea unor caracteristici de plasticitate superioare ($\psi = 35\%$ și $\delta = 7\%$) [19].

De asemenea, în lucrarea [13] s-au arătat proprietățile mecanice ale oțelului 37HN3A supus tratamentului termomecanic. Astfel, după o deformare de 80% la 930°C, călire, revenire joasă la temperatura de 100°C, s-a obținut rezistența la rupere $\sigma_r = 245$ kgf/mm^2, iar gîtuirea specifică $\psi = 25 - 30\%$. După tratamentul termomecanic constînd din încălzirea oțelului pînă la 930°C, răcire pînă la 470—480°C și deformare la această temperatură, călire și revenire la temperatura de 100°C, s-a obținut limita de rezistență de 245—248 kgf/mm^2, iar gîtuirea specifică $\psi = 20-30\%$. Alungirea specifică a fost în ambele cazuri $\delta = 4 - 7\%$.

Datele prezentate arată că rezistența la rupere în ambele cazuri este egală și nu depinde de procedeul de tratament termomecanic.

Autorii lucrării [10] au aplicat T.T.M.T.S. la oțelurile de resorturi 50HG și 55HGR. Ultima marcă de oțel a conținut, suplimentar, aproximativ 0,004% B și 0,05% Ti.

După tratamentul termomecanic, cu o deformare de 50% s-a obținut la oțelul 50HG rezistența la rupere $\sigma_r = 220$ kgf/mm^2 ($\psi = 24\%$ și $\delta = 7\%$), iar la oțelul 55HGR, $\sigma_r = 240$ kgf/mm^2 ($\psi = 20\%$ și $\delta = 6\%$).

Tratamentul termomecanic prin deformarea austenitei deasupra punctului Ac_3 este mult mai ușor de aplicat din punct de vedere tehnologic. După acest tratament cresc considerabil atît rezistența la rupere, cît și caracteristicile plasticității.

Tratamentul termomecanic se poate aplica și prin folosirea operației de forjare la deformarea oțelului în stare austenitică, atît deasupra temperaturii de recristalizare [16], cît și sub această temperatură [10].

S-au făcut experiențe [17] privind aplicarea tratamentului termomecanic, prin folosirea operației de presare la deformarea austenitei atît deasupra (900°C), cît și sub (550°C) temperatura de recristalizare.

După o deformare de 90% (deasupra punctului Ac_3), limita de curgere a fost egală cu 190 kgf/mm^2, iar rezistența la rupere, cu 275 kgf/mm^2.

În afară de valoarea ridicată a caracteristicilor de rezistență s-a obținut o plasticitate mult superioară ($\psi = 22\%$ față de 9% și $\delta = 9\%$ față de 6%) în comparație cu tratamentul termic obișnuit.

După aplicarea tratamentului termomecanic asupra oțelului 3H2V8, constînd dintr-o deformare (la presă) de 60%, la temperatura de stabilitate maximă a austenitei, respectiv 500—600°C, călire, revenire la 250°C, s-a obținut o duritate de 890 HV; după tratamentul termic obișnuit și revenire corespunzătoare, duritatea acestui oțel nu depășește 580 HV [18].

Datele prezentate au arătat că pot fi supuse tratamentului termomecanic nu numai piese de forme simple ce se obțin prin laminare, dar și cele obținute prin presare, de forme complicate, care de obicei se supun tratamentului termic obișnuit. Aceasta este cu atît mai mult posibil, cu cît în prezent se extind, cu succes, metode rapide de presare, care permit executarea operației de deformare plastică cu imprimarea formei necesare atît de repede, încît recristalizarea, de „coalescență'' nu reușește să aibă loc ; de asemenea nu reușește să aibă loc nici revenirea după deformarea plastică la temperaturi inferioare recristalizării.

Trebuie menționat că, deși după aplicarea tratamentului termomecanic prin deformarea austenitei deasupra punctului Ac_3, nu se poate obține rezistența la rupere egală cu aceea care se obține prin metoda „ausforming", totuși T.T.M.T.S. mărește considerabil rezistența la rupere, coboară temperatura de fragilitate la temperaturi negative și elimină fragilitatea de revenire a oțelului.

De aceea, numai prin aplicarea acestui procedeu de tratament termomecanic există posibilitatea să se obțină oțeluri cu proprietăți care nu se pot atinge după tratamentul termic obișnuit.

BIBLIOGRAFIE

[1] Smirnov L. V., Sokolkov E. N. și Sadovskii V. D. A.N. S.S.S.R., vol. 103, nr. 4, 1955.
[2] Sokolkov E. N. *Fizika metallov i metallovedenie*, A.N. S.S.S.R., vol. 3, 1956, p. 79.
[3] Sokolkov E. N., Smirnov L. V. și Petrova S. N. *Fizika metallov i metallovedenie*. A.N. S.S.S.R., vol. 6, 1958.
[4] Sokolkov E. N. și Sadovskii V. D. *Fizika metallov i metallovedenie*. A.N. S.S.S.R., vol. 4, 1957.
[5] Petrova S. N., Sadovskii V. D. și Sokolkov E. N. *Uprocinenie stali, trudî conferenții*. Sverdlovsk, Metallurghizdat, 1960.
[6] Smirnov L. V., Sokolkov E. N. și Sadovskii V. D. *Fizika metallov*. Trudî instituta, 1956.
[7] Kula E. B. și Dhosi J. M. *Trans ASM*, vol. 52, 1960.
[8] Bernștein M. L. Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metallov, nr. 10, 1960.
[9] Drozdovskii B. A. și Fridman Ia. B. *Vlianie treșchin na mehaniceskie svoistva construkționnîh stalei*. Metallurghizdat, 1960.
[10] Prakoșkin D. A. *Vîsokoprocinaia stal*. Institut metallurgii imeni Baikova, Moscova, 1961.
[11] Kula E. B. și Dhosi J. M. Metall Progress, vol. 76, nr. 4, 1959.
[12] Zubov V. Ia. și Poliakova A. M. *Trudî Uralckogo politehniceskogo instituta imeni S. M. Kirova*. Sverdlovsk, Metallurghizdat, 1954, p. 55.
[13] Astafeva E. V., Bernștein M. L., Kidin I. N., Katok A. M. și Tîpina E. D. Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metallov, nr. 8, 1961.
[14] Sokolkov E. N., Petrova C. N. și Ciuprakova N. P. Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metallov, nr. 5, 1961.
[15] Malîșev K. A., Bogaceva G. N., Sadovskii V. D. și Ustiogov P. A. *Fizika metallov i metallovedenie*, vol. 7, 1959.
[16] Sokolkov E. N., Smirnov L. V. și Petrova S. N. *Fizika metallov i metallovedene*, vol. 6, 1959, p. 276.
[17] Guliaev A. P. și Sigarev A. S. Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metallov, nr. 5, 1961.
[18] Mirkin L. I. *Fizika metallov i metallovedenie*, A.N. S.S.S.R., vol. 2, 1961.
[19] Sassu N. Studii și cercetări de metalurgie, nr. 2, 1964.
[20] Sassu N. Metalurgia, nr. 6, 1964, p. 265.

CZ 669.7.15-496.3

Considerații privind obținerea aluminiului celular poros

Ing. I. IONIȚĂ
Institutul politehnic – Galați

Principiul obținerii aliajelor celulare poroase

În tehnica modernă sînt cunoscute două procedee de bază pentru obținerea aliajelor poroase: sinterizarea pulberilor metalice și folosirea unor substanțe producătoare de gaze în formele de turnare.

În ultimul timp a fost imaginat un nou procedeu de obținere a aliajelor poroase. În principiu, metoda folosește un material granular solubil, cu care se umple forma de turnare, metalul lichid turnat ocupînd spațiile dintre granulele solubile. Materialul astfel obținut este cufundat într-un solvent, astfel încît granulele se dizolvă, lăsînd libere spațiile cu pori deschiși, a căror mărime poate fi reglată după necesități.

Pentru a putea pune în aplicare metoda al cărei principiu a fost enunțat mai sus, a fost nevoie de rezolvarea unor probleme specifice acestui fel de turnare, probleme cărora nu este nevoie să li se dea o prea mare importanță în cazul turnării obișnuite.

Din cauza suprafeței de contact mult mai mari dintre metalul lichid și forma de turnare umplută cu granule, schimbul de căldură este foarte intens, astfel încît turnarea în condițiile obișnuite nu este posibilă; metalul lichid se solidifică chiar la capătul rețelei de turnare, la primul contact cu materialul granular din formă.

Deci, apare necesitatea preîncălzirii formei, astfel încît schimbul de căldură dintre metal și formă să fie cît mai redus și, prin aceasta, să se mențină fluiditatea metalului atît cît este necesar pentru umplerea completă a formei.

Pe de altă parte, chiar în cazul menținerii în stare lichidă, metalul nu pătrunde printre granulele solubile, întrucît acestei pătrunderi i se opun forțele de tensiune superficială a lichidului, precum și forțele de frecare. În acest caz, apare necesitatea utilizării unor diferențe mărite de presiune între spațiul formei și metalul lichid, astfel încît să fie învinse forțele care se opun infiltrării metalului lichid în materialul granular.

Măsurile practice care au fost luate pentru aplicarea metodei enunțate, în cazul aliajelor de aluminiu, vor fi arătate în cele ce urmează.

Materialul granular solubil. Substanța granulelor solubile folosite în producerea aliajelor celulare poroase trebuie să îndeplinească următoarele condiţii de bază : să fie ieftină ; să aibă o temperatură de topire superioară temperaturii de topire a aliajului turnat ; să aibă o solubilitate cît mai mare, într-un solvent ieftin, preferabil în apă ; să nu atace prin coroziune metalul infiltrat.

Diferenţa dintre temperatura de topire a aliajului şi temperatura de topire a granulelor solubile trebuie să fie suficientă pentru a permite încălzirea la o temperatură corespunzătoare unei fluidităţi bune a aliajului.

Pentru aliajele cu temperaturi de topire sub 700°C, cea mai convenabilă sare găsită pînă în prezent este clorura de sodiu.

Clorura de sodiu are temperatura de topire 801°C şi temperatura de fierbere, 1 440°C. Solubilitatea sa în apă este mare, 100 gf apă la temperatura de + 20°C, dizolvînd 35,8 gf clorură de sodiu.

Analizînd condiţiile care se impun materialelor granulare în vederea producerii de aliaje celulare poroase, se constată că clorura de sodiu îndeplineşte satisfăcător aceste condiţii pentru aliajele de aluminiu şi pentru aliajele cu temperaturi de topire mai scăzute.

Singura condiţie neîndeplinită satisfăcător este cea în legătură cu coroziunea ; în timpul dizolvării şi spălării, piesele din aluminiu sînt supuse unei coroziuni accentuate.

Dimensiunile indicate pentru granule au fost calculate făcînd media aritmetică a dimensiunilor ochiurilor pentru ultima sită prin care au trecut granulele şi cele ale sitei pe care s-au oprit.

În experimentările făcute au fost folosite granule cu dimensiuni cît mai uniforme, adică acelea de pe cîte o singură sită.

Formele de turnare. Formele folosite pentru turnarea aluminiului celular poros au fost executate prin procedeele obişnuite de formare ; la executarea formelor trebuie avut însă în vedere că amestecul de formare folosit trebuie să fie permeabil la aerul din formă şi impermeabil faţă de aluminiul turnat, condiţie care trebuie îndeplinită la presiunea mărită cu care se toarnă metalul.

Pentru a se realiza etanşarea formelor de turnare, acestea se montează în cutii metalice de construcţie specială, care permit crearea unor diferenţe de presiune între baza formei şi canalul de alimentare ; după cum s-a arătat iniţial, această diferenţă de presiune determină infiltrarea metalului lichid printre granulele de sare.

Pregătirea formelor în vederea turnării. Formele executate din amestec refractar se umplu cu granule solubile de dimensiunile dorite, iar apoi se introduc în cuptorul de încălzire. Vaporii de apă ce se degajă din amestecul de formare se condensează pe suprafaţa granulelor şi dizolvă superficial aceste granule.

Prin continuarea încălzirii, apa din soluţia de sare se evaporă, provocînd sudarea granulelor la suprafeţele de contact. De aceea, în unele cazuri, înainte de turnare, în formă există o brichetă formată din granule solubile. Formarea acestei brichete este avantajoasă pentru că menţine granulele în formă, în timpul turnării, deşi ele tind să se ridice la suprafaţa metalului lichid datorită greutăţii lor specifice mai reduse.

De asemenea, dizolvarea granulelor la suprafaţa de contact măreşte considerabil secţiunea canalelor de comunicaţie dintre pori, ceea ce are o mare importanţă la dizolvarea granulelor din piesa turnată.

Încălzirea formei umplute cu material granular trebuie făcută la o temperatură cît mai apropiată de temperatura de turnare a aliajului, pentru ca în timpul turnării schimbul de căldură dintre metal şi granule să fie redus la minimum.

În experienţele făcute, a fost folosit un aliaj de aluminiu cu temperatura de topire de 640°C. Formele au fost încălzite la 700°C, iar turnarea a fost făcută la temperatura de 750°C. Fluiditatea la temperatura de turnare a aliajului folosit a fost de 480 mm, determinată prin metoda spiralei, într-o formă crudă.

Turnarea metalului. Pentru granulele ale căror dimensiuni nu coboară sub 4,5 mm, infiltrarea metalului se face prin metodele de turnare obişnuite, luînd însă măsurile indicate anterior pentru menţinerea fluidităţii metalului în tot timpul turnării.

Sub această limită însă, trebuie luate măsuri speciale pentru învingerea forţelor care se opun infiltrării metalului.

Una din aceste măsuri este folosirea vibrării formei în timpul turnării.

Prin vibrare iau naştere în metal suprapresiuni ciclice care provoacă infiltrarea metalului. Această metodă poate fi folosită pentru granule cu dimensiuni mai mari de 2,5 mm. La lucrările experimentale efectuate a fost folosit un vibrator cu 600 cicli/min şi cu amplitudinea vibraţiilor de 3 mm.

Trebuie dată o atenţie deosebită fixării rigide a formei de vibrator, pentru a se asigura transmiterea integrală a energiei mecanice.

Pentru granule cu dimensiuni sub 2,5 mm a fost folosit procedeul de turnare cu aer comprimat. Prin acest procedeu au fost făcute turnări cu granule de 0,20 mm şi la nevoie pot fi folosite şi granule de dimensiuni mai mici.

Suprapresiunea aerului folosit pentru infiltrarea printre granulele cele mai fine nu a depăşit 2 kgf/cm^2, fiind însă de obicei mult mai mică. Astfel pentru granulele de 0,81 mm a fost folosită o suprapresiune de 0,5 kgf/cm^2.

La turnarea aluminiului celular poros sînt întîmpinate greutăţi mari datorită rămînerii aerului în formă ; în scopul îndepărtării lui s-a folosit instalaţia de turnare cu depresiune la partea inferioară a formei. Instalaţia este compusă din forma de turnare, răcitorul de aer, pompa de vacuum, conducte de legătură și circuitul cu apă de răcire.

Turnarea aluminiului celular se poate face numai cu instalația cu vid sau împreună cu instalația cu aer comprimat. De asemenea, se poate turna folosind vibratorul și instalația cu vacuum. Folosirea individuală sau combinată a instalațiilor descrise mai sus depinde de forma și mărimea pieselor turnate și de mărimea granulelor solubile.

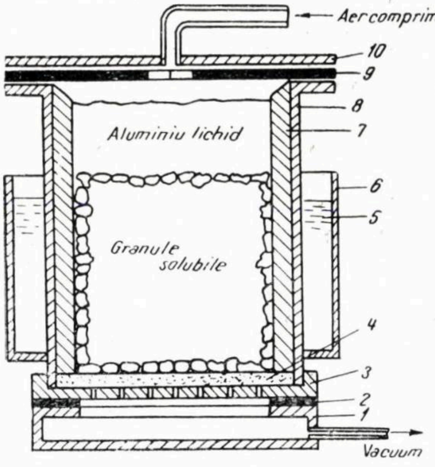


Fig. 1

În figura 1 (*1* — fund metalic etanș ; *2* — garnitură din azbest ; *3* — fund metalic perforat ; *4* — amestec refractar permeabil la gaze ; *5* — apă de răcire ; *6* — jgheab de răcire ; *7* — amestec de formare ; *8* — cutie metalică ; *9* — garnitură din azbest ; *10* — flanșă metalică) este arătată o secțiune longitudinală prin forma de turnare folosită în experimentările făcute. Forma este montată pentru turnarea cu aer comprimat și vacuum. Trebuie dată o atenție deosebită etanșării cît mai bune a formei pentru că, în cazul scăpărilor de aer, acesta are rolul unui agent de răcire care provoacă solidificarea metalului mai întîi în bazinul de turnare, acolo unde el trebuie să se solidifice mult mai tîrziu. Această solidificare prematură are ca efect umplerea incompletă a formei sau crearea de retasuri în piesa turnată, datorită nealimentării ei cu metal în timpul contracției.

În cazul turnării cu vibrare sau cu vacuum este foarte important ca partea superioară a formei să fie acoperită cu o garnitură de azbest care să reducă pierderile de căldură, astfel încît solidificarea metalului în rețeaua de turnare să se facă la sfîrșit.

Solidificarea și răcirea. După executarea turnării și terminarea infiltrării metalului, forma de turnare are o temperatură ridicată ce depășește temperatura de solidificare a aliajului. Dacă forma ar fi lăsată să se solidifice de la sine, datorită pierderilor sale de căldură în aerul înconjurător, procesul ar dura mult timp, iar solidificarea și răcirea metalului nu s-ar produce în mod favorabil, creînd posibilitatea apariției de retasuri în piesa turnată.

De aceea, în experimentările făcute, a fost folosită răcirea formelor cu ajutorul apei, așa cum se vede în figura 1. Forma este prevăzută cu un jgheab lateral care se umple cu apă după terminarea turnării. Prin aceasta, este provocată solidificarea dirijată de la fundul formei către rețeaua de turnare și de la pereții piesei spre centru. Jgheabul pentru apă este deschis la partea superioară, fiind în comunicație cu atmosfera. Ținînd seamă că temperatura apei de răcire nu poate depăși 100°C, rezultă că nu este nevoie de circulația apei de răcire, pentru că această temperatură maximă a agentului de răcire este satisfăcătoare în cazul de față.

Nivelul apei în jgheabul de răcire trebuie determinat experimental, el depinzînd de dimensiunile și forma piesei turnate.

Pentru ca piesa turnată să ajungă la structura poroasă, trebuie să fie introdusă într-un tanc cu apă. Deși fenomenul este denumit pe scurt „spălare'', de fapt el cuprinde două procese distincte : dizolvarea completă a tuturor granulelor solubile și spălarea soluției formate în pori.

Dizolvarea granulelor se explică mai ales la porii de dimensiuni reduse, prin fenomenul difuziunii. În figura 2 este arătat schematic un lanț de celule. Dizolvarea începe de la celula C_1, lichidul ajunge la o concentrație mare și difuzează înapoi spre lichidul din tanc, de concentrație mai mică, iar dizolvarea continuă la celula C_2 și așa mai departe. Datorită spațiului mic, mai ales în canalul de comunicație dintre celule, dizolvarea se produce lent, propagîndu-se numai după ce concentrația soluției din ultima celulă în care a pătruns lichid a ajuns sub valoarea de saturație.

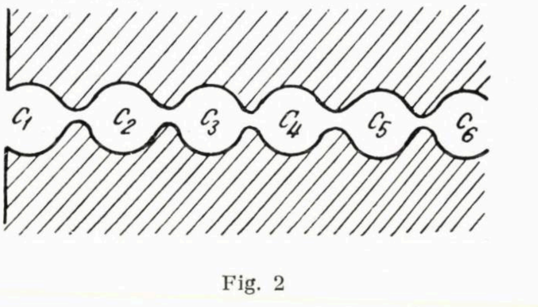


Fig. 2

Dizolvarea granulelor din aliajul turnat se poate face într-un tanc, ca în figura 3 (*1* — grătar ; *2* — piese turnate ; *3* — robinet golire).

Tancul are o instalație de alimentare cu apă, cu debit reglabil, precum și un racord de evacuare pentru menținerea nivelului constant. Piesele supuse dizolvării sînt așezate pe un grătar cît mai aproape de suprafață, în zona de concentrație minimă a soluției.

După dizolvarea completă a sării, se trece la spălarea piesei, preferabil cu ajutorul unui curent puternic de apă, prin interiorul piesei. Pentru a verifica dacă spălarea a fost bine făcută, se controlează salinitatea apei de spălare.

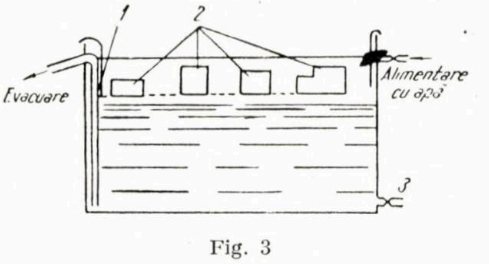


Fig. 3

Dacă în timpul dizolvării piesa turnată este scoasă din tanc, o parte din apă se va scurge, iar celulele se vor umple cu aer.

La reintroducerea piesei în tanc, aerul va rămîne în celule, blocînd pătrunderea apei și oprind astfel dizolvarea.

Deci, piesa nu trebuie scoasă din apă decît după terminarea dizolvării.

Caracteristicile materialului obținut. Unul din factorii care influențează calitatea aluminiului celular poros este uniformitatea structurii sale celulare, care depinde de eficiența infiltrației aliajului turnat printre granulele solubile.

Eficiența infiltrației (notație propusă E_i) este definită prin raportul dintre greutatea aliajului infiltrat în realitate G_{Al} și greutatea aliajului ce s-ar putea infiltra teoretic $G_{0\mathrm{Al}}$, adică:

$$E_i = \frac{G_{\mathrm{Al}}}{G_{0\mathrm{Al}}}.$$

Acest raport, care în mod practic este întotdeauna subunitar, este condiționat de gradul în care aliajul lichid umple spațiile dintre granule și de comportarea metalului la solidificare, în ceea ce privește formarea retasurilor.

Deci, eficiența infiltrației este un indice calitativ al aluminiului celular poros. El se poate calcula cu ajutorul unei epruvete din aluminiu celular.

Se folosesc următoarele notații:

V_e — volumul epruvetei înainte de spălare, cm^3;
G_e — greutatea epruvetei înainte de spălare, gf;
G_{Al} — greutatea aluminiului din epruvetă, gf;
γ_{Al} — greutatea specifică a aliajului de aluminiu folosit, gf/cm^3;
γ_s — greutatea specifică a clorurii de sodiu, gf/cm^2;
$G_{0\mathrm{Al}}$ — greutatea aliajului infiltrat teoretic, gf;
K — coeficientul de corecție, care ține seamă de diferența de contracție termică dintre aliajul de aluminiu și clorura de sodiu.

La stabilirea formulei de calcul pentru eficiența infiltrației trebuie să se țină seama de comportarea diferită la contracție a aliajelor de aluminiu față de clorura de sodiu.

Clorura de sodiu se contractă aproximativ de două ori mai mult decît aliajele de aluminiu, ceea ce face ca la temperatura mediului ambiant granulele de sare să ocupe un volum mai mic decît golurile formate în aliajul turnat.

Expresia $\frac{G_e - G_{\mathrm{Al}}}{\gamma_s}$, care reprezintă volumul sării dizolvate, trebuie corectată cu un coeficient K, pentru ca ea să reprezinte volumul porilor piesei. Pentru aliajele de aluminiu, turnate cu granule de clorură de sodiu, lucrarea [1] recomandă $K = 1{,}05$.

Avînd în vedere că epruveta din material celular, înainte de spălare, este formată din granule solubile înconjurate de aliaj de aluminiu, se poate scrie relația:

$$V_e = \frac{G_{0\mathrm{Al}}}{\gamma_{\mathrm{Al}}} + \frac{K\,(G_e - G_{\mathrm{Al}})}{\gamma_s}$$

sau

$$G_{0\mathrm{Al}} = \frac{\gamma_{\mathrm{Al}}}{\gamma_s}\,[\gamma_s V_e - K\,(G_e - G_{\mathrm{Al}})].$$

Pentru a stabili eficiența infiltrației la aluminiu celular poros obținut de autor, au fost folosite epruvete cilindrice cu diametrul de 25 mm și lungimea de 25 mm, cu celule de diferite dimensiuni.

În figura 4 sînt arătate epruvetele folosite avînd porii de dimensiunile: *a* — 0,48; *b* — 0,82; *c* — 1,20; *d* — 2,75; *e* — 3,50; *f* — — 4,50 mm.

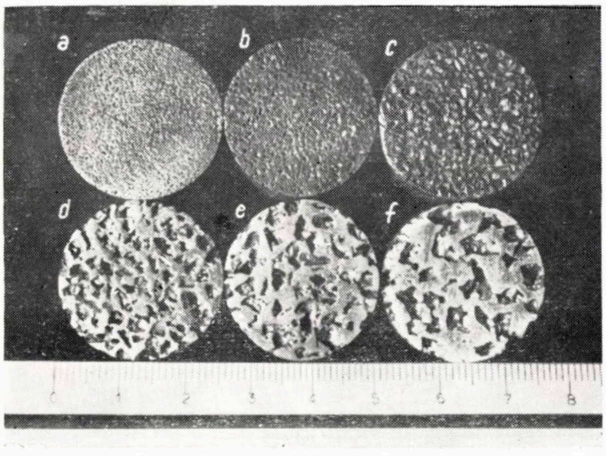


Fig. 4

Rezultatele obținute sînt indicate în tabela 1.

Pentru a vedea care este valoarea informativă a rezistenței mecanice a aluminiului celular poros, epruvetele folosite pentru calculul eficienței infiltrației au fost încercate la compresiune.

Tabela 1

Dimensiunea celulelor, mm	Rezistența la compresiune, kgf/cm²		E_i, %	Greutatea specifică aparentă, gf/cm²	Porozitatea, %
	σ_4	σ_{10}			
0,00	1 528	2 150	—	2,65	—
0,48	417	504	98	1,41	46,8
0,82	381	443	97	1,28	51,7
1,20	310	352	97	1,24	53,2
2,75	161	182	90	1,01	61,8
3,50	170	226	93	1,13	57,4
4,50	216	245	95	1,13	57,4

Obs : Pentru fiecare dimensiune de celule, au fost folosite cîte trei epruvete ; valorile înscrise în tabelă sînt mediile aritmetice ale celor trei valori obținute.

Primele trei epruvete au fost obținute prin turnare cu aer comprimat, iar celelalte au fost obținute prin turnare cu vibrare sau cu vid la baza formei ; se observă că la acestea, eficiența infiltrației a fost mai mică.

La aluminiul celular poros nu este cazul urmăririi momentului ruperii epruvetei prin apariția primelor fisuri. De aceea, au fost luate în considerație eforturile de compresiune corespunzătoare deformațiilor de 4 și 10% din înălțimea epruvetei.

Pentru a putea face o comparație cu aliajul din care s-a obținut materialul poros, au fost încercate și epruvete masive cu aceleași dimensiuni.

Pentru a putea trage concluzii complete și definitive asupra caracteristicilor mecanice ale acestui material, este nevoie de un număr mare de experimentări. Totuși, examinînd valorile prezentate în tabela 1, se pot trage următoarele concluzii :

— În cazul aliajului de aluminiu utilizat, rezistența mecanică la compresiune a aliajului celular poros reprezintă cel mult 25% din rezistența aliajului masiv, cu toate că pentru obținerea unei epruvete din aluminiu celular poros, de aceeași dimensiuni, este nevoie de o cantitate de metal ce variază în limitele 30—50% din cantitatea necesară turnării unei epruvete masive.

— Rezistența mecanică a aliajului celular poros este influențată foarte mult de eficiența infiltrației. Variații mici ale eficienței infiltrației produc variații mari ale rezistenței mecanice.

— Lucrarea [1] consideră că rezistența mecanică la compresiune a acestui material nu depinde de mărimea celulelor. Datele obținute în lucrarea de față nu sînt suficiente pentru a putea trage o concluzie în acest sens.

Utilizările posibile ale materialului

Aluminiul celular poros a fost folosit în S.U.A. pentru fabricarea unor piese amortizoare de vibrații, precum și a unor piese ultraușoare, rezistente la temperaturi ridicate.

Principalele aplicații practice care se întrevăd pentru materialele celulare poroase sînt :

a) filtre pentru fluide, așa cum în prezent se obțin prin procedee de sinterizare ;

b) cuzineți poroși, cu o porozitate de 60—70%, valori care nu pot fi obținute prin sinterizarea pulberilor metalice ;

c) piese puțin solicitate mecanic, avînd greutate specifică redusă și rezistență la temperaturi ridicate ;

d) amortizoare de vibrații ;

e) piese metalice cu suprafață mare, cum sînt electrozii și catalizatorii în industria chimică.

Concluzii

Prin procedeul descris aici, sînt produse materiale cu o porozitate de 60—70%.

Prin celelalte procedee se obțin alte valori ale porozității materialelor.

Astfel prin introducerea unor substanțe producătoare de gaz în formele de turnare [1], [2] se obțin porozități de 76—93%, iar prin sinterizarea pulberilor metalice se obțin porozități de maximum 60% [3].

Deci procedeul de obținere a materialelor poroase cu ajutorul granulelor solubile nu reclamă înlocuirea altui procedeu ; cu ajutorul lui se pot obține materiale cu o anumită porozitate, care nu poate fi obținută prin alte procedee.

Totuși, comparînd procedeul prezentat cu procedeul de sinterizare a pulberilor, se pot arăta următoarele :

Pentru fabricarea materialelor celulare, este nevoie de o instalație de încălzire pentru topirea metalului și încăzirea formei și de instalații pentru infiltrarea metalului și spălarea pieselor turnate, care au un preț de cost relativ scăzut datorită simplității lor.

În schimb, pentru fabricarea materialelor poroase prin sinterizarea pulberilor este nevoie de : instalație de încălzire cu o durată mult mai mare de menținere la temperatură ridicată ; instalație pentru producerea pulberilor ; instalație pentru presarea pulberilor și instalație pentru realizarea atmosferei de protecție din cuptorul de sinterizare, toate fiind instalații relativ scumpe.

Deci, analizînd sumar latura economică a acestei metode, se constată că materialele celulare poroase sînt mai ieftine decît materialele poroase obținute prin sinterizarea pulberilor.

Mai mult, în cazul aluminiului, ce formează oxizi greu reductibili, care întîrzie sinterizarea, producerea materialelor poroase prin turnarea cu granule solubile este mai indicată.

BIBLIOGRAFIE

[1] Polonski L., Lipson S. și Marcus H. *Lightweight celular metal.* Modern Castings, febr. 1961.

[2] *Schaumaluminium, ein neuer Werkstoff.* Schiff und Hafen, nr. 3, 1958, p. 212.

[3] Lăbușcă E. *Introducere în metalurgia pulberilor.* București, Editura Academiei R.P.R., 1960.

CZ 621.892.09: 621.975.061

Lubrifianţi de tip nou pentru ungerea matriţelor de forjat

Ing. M. CODREANU
Uzinele „Steagul roşu" — Braşov

În scopul îmbunătăţirii condiţiilor de ungere a matriţelor de forjat se remarcă tendinţa actuală de înlocuire a lubrifianţilor „clasici": rumeguşul de lemn, uleiurile şi apa sărată, utilizaţi în mod curent în atelierele de forjă, cu o serie de noi lubrifianţi, în special cei pe bază de grafit, bisulfură de molibden şi fosfaţi [1]. În cele ce urmează se tratează unele aspecte asupra acestor lubrifianţi, pe baza datelor apărute în literatura de specialitate, şi se expun rezultatele unor experienţe preliminare, efectuate în cadrul forjei uzinelor „Steagul roşu" — Braşov.

Lubrifianţi pe bază de grafit

Capacitatea de lubrifiere a grafitului, în general cunoscută, este utilizată de mult timp la matriţare, prin adăugarea grafitului în uleiuri, unsori sau white-spirt. Adăugarea grafitului prezintă, în aceste cazuri, dezavantaje, şi anume: în primul rînd uleiul se carbonizează, iar carbonul format, fiind de natură abrazivă, tinde să mărească uzura, în timp ce eventualul ulei nears, scurs în intrîndurile matriţei, poate cauza fisurarea gravurii acesteia; white-spirtul este mai puţin dăunător în această privinţă, însă prezintă dezavantajul că se vaporizează puternic şi creează un pericol de incendiu.

Pentru îmbunătăţirea acestei situaţii se remarcă, în ultimul timp, tendinţa din ce în ce mai generală a utilizării unei suspensii de grafit în apă distilată sau dedurizată [2]. Dintre cele mai utilizate suspensii de grafit coloidal în apă, la care se adaugă anumiţi coloizi, se pot menţiona suspensiile „Wagras RH-20" (produs al firmei „Graphit-Produkte Alexander Humann" din Dohna Sachsen R.D.G.), „Aquadag" (produs al concernului Acheson Coloids Limited din S.U.A., Anglia şi R.F.G.) şi „Hitazol" (produs al firmei japoneze „Hitati LTD").

O condiţie esenţială, necesară unei ungeri corespunzătoare, este existenţa unui grafit extrem de fin, în stare coloidală sau semicoloidală, care poate sta în suspensie un timp nelimitat. Prin utilizarea suspensiilor în apă se obţine o răcire a matriţei, similară cu cea existentă la utilizarea apei sărate [3], [4]. În urma măsurărilor făcute s-a constatat că temperatura matriţelor, de 300—400°C în cazul ungerii cu ulei, a scăzut la 120—150°C, în cazul utilizării suspensiilor de grafit în apă. Se creează astfel posibilitatea de a se stăpîni şi limita temperatura matriţelor în timpul exploatării. Temperatura mai redusă face ca matriţa să aibă o rezistenţă mai mare, în timpul lucrului, condiţionînd şi o menţinere mai îndelungată a acţiunii de ungere a lubrifiantului utilizat şi micşorînd deci coeficientul de frecare la curgerea metalului în matriţă. Ambele aceste efecte duc la o mărire a durabilităţii matriţelor [5], [6].

O greutate la utilizarea grafitului o constituie repartizarea neuniformă a suspensiei pe suprafeţe cu temperaturi peste 100°C, deoarece datorită fenomenului de calefacţie se produc picături de apă ce „dansează" pe pernele de abur formate. Această greutate este limitată practic aproape complet dacă suprafaţa matriţei este stropită cu un pistol de pulverizare cu o presiune a jetului de 4—6 at; în acest caz se pot obţine repartizări uniforme ale stratului de grafit şi la temperaturi ale gravurii de pînă la 350°C. O a doua greutate constă în alegerea unui pistol de pulverizare corespunzător. Pistoalele obişnuite de vopsit sînt necorespunzătoare, datorită faptului că sînt prea scurte şi mai ales pentru că nu pot asigura o suflare puternică a ţunderului din gravură, anterior pulverizării suspensiei cu grafit. La uzinele „Steagul roşu" — Braşov s-a reuşit a se proiecta şi executa pistoale speciale pentru suflarea ţunderului şi pulverizarea lubrifiantului pe gravurile matriţelor din forjă.

O dată realizate aceste condiţii de pulverizare, se poate matriţa în condiţii optime, asigurîndu-se atît o ungere, cît şi o răcire corespunzătoare a matriţelor. Pe gravura lipsită de ulei, ţunderul nu se mai lipeşte şi se poate sufla cu uşurinţă. Acţiunea de răcire a matriţelor se poate regla în funcţie de concentraţia de grafit în apă, ajungîndu-se în practică pînă la concentraţii slabe de 1 : 100 şi chiar de 1 : 200.

O îmbunătăţire a aplicării ungerii cu grafit o constituie, în ultimul timp, procedeul introdus deja în forjele moderne, de grafitizare a suprafeţei matriţelor anterior matriţării [7], [8]. Grafitizarea se bazează pe proprietatea grafitului de a fi absorbit de metalele frecate, care îşi formează la suprafaţă o fază cu o concentraţie mare de grafit. Dacă se depun particulele de grafit pe o suprafaţă metalică se obţine o lipsă de orientare caracteristică a acestora, aşa cum se arată în figura 1, *a*; această suprafaţă fiind frecată, se obţine o orientare ca în figura 1, *b* [3].

Această suprafaţă grafitizată, alunecoasă, este în mare măsură neinfluenţată de presiunile specifice mari produse la deformarea

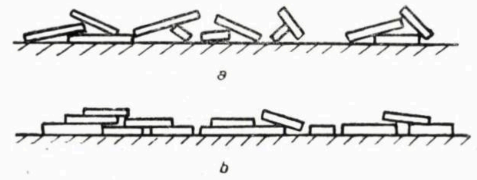


Fig. 1

metalului, poate rezista la temperatura care ar carboniza, de exemplu, uleiul, şi nu se îndepărtează decît prin răzuirea suprafeţei metalului la care aderă.

Scopul acestui tratament preliminar este de a crea pe gravură un film de grafit de lungă durată. În acest scop gravurile noi se degresează minuţios, se încălzesc la o temperatură de circa 90°C şi se ung cu o soluţie concentrată de grafit. După evaporarea apei, filmul de grafit format este presat în suprafaţa gravurii, în mod mecanic, prin frecare cu un disc rotativ de pîslă.

Filmul de grafit care rezultă este foarte durabil, nu se înmoaie în ulei sau apă şi prezintă în plus avantajul unei protecţii bune a gravurii matriţei contra coroziunii. Acest film lubrifiant este ulterior refăcut în timpul matriţării, prin pulverizarea matriţei cu o suspensie diluată de grafit coloidal în apă. Prin această grafitizare a matriţelor se realizează creşteri de 50–100 % a durabilităţii matriţelor.

Lubrifianţi pe bază de bisulfură de molibden

Utilizarea bisulfurii de molibden MoS_2, ca lubrifiant, a început în ultimul deceniu după punerea la punct a fabricaţiei pe scară industrială a unui produs pur, eliberat de substanţele abrazive şi cunoscut în special sub denumirea comercială, de origine americană, „Molykote". Actualmente, MoS_2 este utilizată pe o scară din ce în ce mai largă, în diversele domenii din tehnică în legătură cu lubrifierea, începînd a fi introdusă şi la procedeele de prelucrare plastică a metalelor.

Proprietăţile de lubrifiere ale MoS_2 se explică prin structura moleculară a acestei substanţe : forţele de atracţie dintre diferitele straturi de atomi sînt mai mici decît cele din interiorul stratului, ceea ce asigură un coeficient mic de frecare ($\mu = 0{,}02-0{,}03$ în cazul frecării de alunecare sub presiuni de pînă la 7 500 kgf/cm^2).

Spre deosebire de grafit, unde aderenţa fizică a acestuia pe suprafaţa metalului era de natură fizică (adsorbţie), la MoS_2 aderenţa este de natură chimică, printr-o combinaţie a sulfului cu metalul de bază, explicată prin forţele atomare puternice dintre acestea. Astfel, efectul de ungere al MoS_2 nu depinde, ca la grafit, de gazele sau lichidele absorbite de către reţea.

Dintre lubrifianţii pentru matriţare de tip „Molykote" se utilizează în special pasta HTP, pe bază de MoS_2, cu un adaos mic de ulei mineral, şi lichidul HTF, care este un amestec lichid de MoS_2 cu ulei mineral [9]. Ambele produse formează pe suprafeţele de alunecare, în urma solicitării, un film de alunecare şi separaţie de MoS_2 extrem de rezistent la presiuni specifice mari. Efectul de separaţie şi lubrifiere se menţine acelaşi la temperaturi de la –20 la +1 150°C. Uleiul mineral se volatilizează la temperaturi înalte, fără a lăsa practic reziduuri. În cazul matriţării unor volanţi pe o maxipresă de 2 000 tf s-a obţinut o creştere a durabilităţii matriţei de circa 300 % comparativ cu ungerea cu ulei ars. La ungerea cu ulei, care se făcea după matriţarea fiecărei piese, s-a constatat şi o carburare a suprafeţei matriţei. Ungerea cu pasta HTP s-a făcut într-un strat foarte subţire şi numai la fiecare a cincea piesă cantitatea de fum s-a micşorat simţitor, nu s-a mai produs carburarea suprafeţei matriţei, iar rebutul s-a redus practic la zero.

Tot în cadrul acestor produse trebuie menţionate şi sorturile „White Cote C" şi „Molykote WM" [9]. Cu aceste produse care se diluează în soluţii apoase se ung în primul rînd gravurile matriţelor, în prealabil bine degresate şi preîncălzite la o temperatură de circa 300°C. În timp ce la utilizarea uleiului obişnuit este necesară o ungere a matriţei după fiecare piesă matriţată, la folosirea acestor produse ungerea se face la intervale mult mai mari, de trei la zece piese matriţate, în funcţie de complexitatea formei acestora.

Lubrifianţi pe bază de fosfaţi

Pentru înlăturarea unora din dezavantajele lubrifianţilor existenţi, s-a reuşit a se elabora şi fabrica, în condiţii industriale, în ultimii ani, un tip cu totul nou de lubrifianţi, sub forma unor produse pe bază de fosfaţi.

Consideraţii fizico-chimice au dus la concluzia că topiturile pe bază de fosfaţi pot asigura cerinţele necesare unui lubrifiant pentru temperaturi înalte [10], [11]. Acestor topituri li se adaugă circa 10 % tetraborat alcalin şi combinaţii de metale grele din sistemul $K_2O - Na_2O - P_2O_5$. Astfel se obţin topituri vîscoase, clare şi necorosive, care încep să se înmoaie la o temperatură mult sub punctul de topire al fiecărui component. Corespunzător cu aceasta nici nu se poate determina un anumit punct de topire ; în locul acestuia se observă, cu creşterea temperaturii, o scădere treptată a viscozităţii.

În funcție de amestec se fabrică produse cu domenii de înmuiere care încep la circa 300°C și care produc, începînd de la 400°C, un lichid puternic aderent pe suprafața metalică și repartizat uniform pe aceasta. De asemenea, se fabrică produse care se recomandă pentru temperaturi de peste 700°C și care și la temperaturi mult mai mari prezintă o viscozitate suficientă. Acești lubrifianți au denumirea comercială de „Phosphatherm", fiind produși de firma „Molykote" din R.F.G.

La ungerea cu phosphatherm, nu numai că se formează un film de ungere cu o acțiune hidrodinamică, ci afară de aceasta are loc și o reacție chimică cu suprafețele metalice în contact, formîndu-se un strat superficial de fosfați. Acest strat acționează la presiunile specifice mari care se produc în timpul deformării plastice, ca un strat limită, stabil și rezistent, cu proprietăți excelente de lubrifiere, care împiedică o uzură rapidă a sculei. Stratul de fosfat se dizolvă ușor în soluțiile obișnuite de decapare, atunci cînd îndepărtarea lui este dorită; conform practicii însă poate fi lăsat acest strat de fosfat care nu deranjează în nici o privință prelucrarea ulterioară a pieselor.

Pînă în prezent utilizarea phosphathermului a început a fi introdusă, cu deosebit succes, la perforarea blocurilor pentru laminarea țevilor fără cusătură, la confecționarea prin tragere a țevilor fără cusătură, la perforarea blocurilor prin procedeul Erhard, la laminarea în pas de pelerin a țevilor și, în sfîrșit, la matrițare [12].

Încercările de ungere la matrițare cu phosphatherm s-au făcut la executarea pe o maxipresă de 2 500 t a unui volant cu diametrul de 300 mm. Înainte de așezarea semifabricatului în matriță, acesta s-a uns cu un strat subțire cu o soluție de phosphatherm diluat în apă, în proporție de 1 : 20, cu ajutorul unei pensule. La începutul matrițării, matrița s-a uns după executarea fiecărei piese, iar după circa o oră de lucru, după fiecare a treia piesă. În cazul folosirii unui phosphatherm pulverizabil, cu ajutorul unui pistol de pulverizare cu aer comprimat, s-a obținut o depunere mai uniformă, iar soluția folosită a fost diluată în proporție de 1 : 30. Față de ungerea cu ulei s-a obținut o desprindere ușoară, în proporție de 100 %, a pieselor din matriță, iar durabilitatea matriței s-a dublat.

Încercările preliminare de utilizare a diverșilor lubrifianți

În scopul urmăririi comportării la matrițare a diverșilor lubrifianți din categoriile celor descriși anterior, după eliminarea rumegușului și a uleiului ars, care se aplică în mod curent în forja de la uzinele „Steagul roșu" — Brașov, s-au ales, în funcție de posibilitățile de procurare, o serie de lubrifianți pentru încercări, a căror specificație este dată în tabela 1. La ultimii doi lubrifianți s-a încercat a se combina proprietățile bune de ungere ale soluției Wagras RH-20 sau ale grafitului coloidal cu proprietățile bune de dislocuire ale sărurilor $NaNO_3$ și Na_2SiO_3.

Tabela 1

Compoziția lubrifiantului
Suspensie de 5 % grafit coloidal de Ceylon în apă
Suspensie de 5 % Wagras RH—20 în apă
15 — 20 % $NaNO_3$ (azotat de sodiu tehnic 98 % STAS 6030—59) dizolvat în apă
15—20 % Na_2CO_3 (carbonat de sodiu anhidru tehnic, STAS 99—51) dizolvat în apă
3—5 % phosphatherm RN
3,5 % Wagras RH—20, 16,5 % $NaNO_3$ și 80 % apă
6 % grafit coloidal de Ceylon, 14 % Na_2SiO_3 (silicat de sodiu de tipul A, STAS 2083—62) și 80 % apă.

Pulverizarea lubrifianților s-a făcut după matrițarea fiecărei piese și la fiecare gravură a matriței, cu ajutorul unui pistol de suflat și pulverizat, special construit pentru acest scop. Alegerea pieselor matrițate pentru încercări s-a făcut astfel încît să fie de configurație diferită și executate pe diverse utilaje de matrițare.

Aprecierea rezultatelor obținute la ungerea matrițelor cu diverși lubrifianți a fost făcută după următoarele criterii :

A. Dislocarea pieselor matrițate din gravura matriței (criteriu obiectiv determinat pe baza observațiilor făcute în timpul probelor, în funcție de numărul de piese rămase lipite în gravura matriței) ;

B. Durabilitatea matriței (criteriu obiectiv prin cîntărirea și măsurarea cotelor principale ale pieselor matrițate; variația greutății și a dimensiunilor pieselor matrițate reprezintă uzura în timp a gravurii matriței) ;

C. Temperatura de lucru a gravurii matriței (criteriu obiectiv determinat prin măsurarea temperaturii cu un pirometru termoelectric de contact, cu bandă) ;

D. Calitatea piesei matrițate (criteriu de apreciere a aspectului suprafeței pieselor matrițate și a lipsei defectelor de matrițare : neumpleri, suprapuneri etc.) ;

E. Condiții igienice de lucru (criteriu de apreciere asupra gradului de formare a fumului, curățenia locului de muncă etc.) ;

F. Ușurința de aplicare a lubrifiantului pe gravura matriței (criteriu de apreciere a modului de repartizare a lubrifiantului în funcție de viscozitate, mod de pulverizare etc.) ;

G. Modul de înlăturare a ţunderului (criteriu de apreciere privind posibilitatea mai uşoară sau mai grea de eliminare a ţunderului din cavitatea matriţei şi de desprindere a acestuia de pe suprafaţa pieselor matriţate).

În funcţie de criteriile de mai sus, comparativ cu utilizarea rumeguşului şi a uleiului ars sau a rezultatelor obţinute între diferiţi lubrifianţi încercaţi, s-au dat acestora diferite calificative. În tabela 2 sînt date în mod recapitulativ rezultatele obţinute în funcţie de complexitatea piesei matriţate, starea gravurii matriţei şi tipul utilajului de matriţare.

Tabela 2

Denumirea reperului	Înălţimea de matriţare, mm	Starea suprafeţei gravurii matriţei	Tipul utilajului de matriţare	Tipul lubrifiantului aplicat	Calificativele după criteriile de apreciere a lubrifiantului						
					A	B	C	D	E	F	G
Placa distanţieră SR—113	23	Ln	PF400	2	fb	fb	fb	fb	fb	fb	fb
		Ln	PF400	1	fb	fb	fb	fb	fb	fb	fb
		S	PF400	6	b	fb	fb	fb	fb	fb	fb
Corpul bielei SR—211	30	Ln	CM2	2	s	b	b	fb	fb	fb	fb
		U	CM2	2	n	s	s	fb	fb	fb	fb
		B	CM2	6	n	s	s	b	fb	fb	fb
		Lg	MP1000	2	fb	fb	fb	fb	fb	fb	fb
Butucul ambreiaj SR—211	40	Lg	MP2500	2	fb	fb	fb	fb	fb	fb	fb
		Lg	MP2500	1	fb	fb	fb	fb	fb	fb	fb
Flanşa disc saboţi SR—113	45	Lg	MP2500	2	fb	fb	fb	fb	fb	fb	fb
		S	CM2	5	n	s	s	fb	fb	fb	fb
Flanşa disc saboţi SR—131	45	U	MP2500	2	s	b	b	fb	fb	fb	fb
		S3	MP2500	3	s	b	b	fb	fb	fb	b
		S	MP2500	6	n	s	s	b	fb	fb	fb
		S	MP2500	4	s	b	b	fb	fb	fb	fb
Cercel arc spate SR—131	45	Lg	MP2500	2	fb	fb	fb	fb	fb	fb	fb
		Lg	MP2500	1	fb	fb	fb	fb	fb	fb	fb
Cercel arc spate SR—113	48	S	CM2	5	n	s	s	fb	fb	fb	fb
		S	CM2	1	n	s	s	fb	fb	fb	fb
		B	CM2	3	n	s	s	b	fb	b	b
		B	CM2	4	n	s	s	b	fb	fb	fb
		B	CM2	7	n	s	s	fb	fb	fb	b
Flanşa furcă SR—131	76	Lg	MP2500	2	fb	fb	fb	fb	fb	fb	fb
		Lg	MP2500	1	fb	fb	fb	fb	fb	fb	fb
Flanşa furcă card. SR—131	100	Lg	MP2500	2	fb	fb	fb	fb	fb	fb	fb
Furca SR—131	104	Lg	MP2500	2	fb	fb	fb	fb	fb	fb	fb
		S	MP2500	3	s	b	b	fb	fb	b	b
Furca SR—113	132	U	CM2	2	n	s	s	fb	fb	fb	fb
		S	CM2	5	n	s	s	fb	fb	fb	fb
		S	CM2	7	n	s	s	fb	fb	fb	b
Flanşa furcă SR—113	134	U	PF400	2	n	s	s	fb	fb	fb	fb
		S	PF400	1	n	s	s	fb	fb	fb	fb
		S	PF400	3	n	s	s	b	fb	b	b
		S	PF400	4	n	s	s	b	fb	fb	fb

Observaţii: Starea suprafeţei gravurii matriţei:

U — uzată; *S* — satisfăcătoare; *B* — bună; *Ln* — lustruită dar negrafitizată; *Lg* — lustruită şi grafitizată.

— Tipul utilajului de matriţare: PF400 — presă cu fricţiuue de 400 tf; CM2 — ciocan matriţor cu sabotă fixă de 2 tf; PM1000 — maxipresă de 1 000 tf; MP2500 — maxipresă de 2 500 tf.

— Tipul lubrifiantului: conform numărului de ordine din tabela 1.

— Calificative: *n* — nesatisfăcător; *s* — satisfăcător; *b* — bun; *fb* — foarte bun.

Greutățile principale ivite la executarea încercărilor preliminare au fost următoarele :

— în general, pentru fiecare reper matrițat există o singură pregătire tehnologică pentru un anumit tip de utilaj, deci nu s-a putut compara acțiunea lubrifianților la același reper, matrițat însă pe diferite tipuri de utilaje ; excepție fac reperele nr. 2 și 4 care în perioada încercărilor erau în curs de trecere la matrițarea de pe ciocan la maxipresă ;

— starea gravurii matrițelor nu a putut fi mereu aceeași, încercările făcîndu-se cu matrițele în starea în care erau la montarea lor pe utilajul respectiv ;

— din lipsa unui număr suficient de dispozitive de pulverizat, adecvate pentru fiecare tip de utilaj, încercările s-au putut face numai la patru tipuri și mărimi de utilaje ;

— dată fiind necesitatea observării permanente a modului de comportare la matrițare a lubrifianților încercați, din lipsa unui personal suficient, încercările nu s-au putut extinde la un nomenclator mai variat de piese matrițate.

Din interpretarea rezultatelor practice obținute se pot trage următoarele concluzii :

— conform criteriului *A* toți lubrifianții încercați au dat rezultate bune și foarte bune, la matrițarea pieselor de diferite configurații pe maxiprese, la care matrițele sînt prevăzute cu aruncătoare ; dacă înălțimea de matrițare nu depășește 30 mm, și respectiv proiecția piesei matrițate în planul de separație, 10 000 mm^2, criteriul *A* poate fi bun sau foarte bun și la matrițarea pe ciocane și prese cu fricțiune ;

— apreciați după criteriile *B—G*, toți lubrifianții încercați au dat rezultate bune și foarte bune, indiferent de configurația pieselor sau tipul utilajului de matrițare ;

— la folosirea suspensiilor de grafit coloidal în apă, o deosebită influență asupra criteriului *A* o are starea suprafeței gravurii și mai ales executarea grafitizării acesteia.

Concluzii

Din analiza materialului documentar cercetat și a rezultatelor obținute în urma încercărilor preliminare executate se pot trage următoarele concluzii :

— Utilizarea grafitului, a cărui oportunitate la ungere în general este cunoscută, este limitată în majoritatea cazurilor la adăugarea acestuia la uleiuri ; folosirea suspensiilor de grafit în apă nu are deocamdată o utilizare largă ;

— Utilizarea suspensiilor de grafit coloidal în apă se recomandă unanim a fi legată de o grafitizare prealabilă a gravurii matrițelor ;

— Se remarcă tendința, pe scară din ce în ce mai largă, de renunțare la lubrifianți pe bază de uleiuri, în favoarea suspensiilor de lubrifianți solizi în apă ;

— Utilizarea lubrifianților noi, pe bază de bisulfură de molibden, fosfați, sticlă silicioasă etc., este limitată deocamdată la cazuri singulare, datorită atît lipsei unei cunoașteri suficiente a proprietăților acestora, cît și a prețului relativ ridicat de achiziționare ;

— În paralel cu dezvoltarea și apariția noilor lubrifianți se remarcă tendința de îmbunătățire a metodelor de aplicare a acestora pe matrițe, prin introducerea pistoalelor și instalațiilor de suflat și pulverizat, în locul aplicării manuale a acestora ;

— În forjele din țara noastră, problemei ungerii la matrițarea și extruderea la cald nu i s-a acordat pînă în prezent atenția necesară, nivelul tehnic de rezolvare a ungerii matrițelor de forjă fiind mult sub nivelul atins în majoritatea forjelor moderne din țările cu industrie înaintată ;

— Pînă la asimilarea fabricației în țară a lubrifianților moderni (pe bază de grafit, bisulfură de molibden, fosfați) procurarea acestora se poate face numai din import ;

— Ungerea la matrițare reprezintă o problemă complexă, ceea ce face imposibilă găsirea unui lubrifiant optim și unic pentru întregul nomenclator de piese care se execută prin matrițare ; lubrifiantul cel mai corespunzător trebuie determinat de fiecare dată, în funcție de condițiile specifice cazului respectiv ;

— Indicații mai precise privind utilizarea diverșilor lubrifianți la matrițare nu se pot da decît pe baza unor experimentări sistematice de lungă durată, pe scară semiindustrială și industrială, pe diferite tipuri de utilaje de matrițat, la executarea pieselor matrițate cu configurații de diferite complexități ;

— Încercările preliminare executate în condiții de producție, în forja uzinelor ,,Steagul roșu'' — Brașov, cu tot cadrul lor restrîns, au dovedit totuși, prin rezultatele obținute la matrițare, oportunitatea trecerii la utilizarea noilor lubrifianți.

BIBLIOGRAFIE

[1] Loebnitz H. Werkstattstechnik und Maschinenbau, nr. 4, 1956, p. 196—199.
[2] Cross W. E. Metal Treatment and Drop Forging, nr. 59, 1948, p. 141—145.
[3] Smith E. A. Journal of the Institute of Petroleum, nr. 395, 1956, p. 322—328.
[4] Bondarenko M. B. Kuznecino stampovocinoe proizvodstvo, nr. 10, 1964, p. 13—14.
[5] Neuberger F. Fertigungstechnik, nr. 7, 1956, p. 321—324.
[6] Munro G. H. Metal Treatment and Drop Forging, nr. 134, 1956, p. 445—446.
[7] Mueller J. Steel Processing, 1952, p. 68—70, p. 101.
[8] Chase H. Iron age, nr. 22, 1949, p. 88—94.
[9] Molykote K. G. Prospekt 307 HTP Weisse Hochtemperaturpaste und HTF Weisse Trennflüssigkeit.
[10] Bartel A. și Luckerath W. Stahl und Eisen, nr. 18, p. 1183—1192.
[11] Grauf G. și Luckerath W. Berichte vom 1.III.1962 der Molykote K. G. — München.
[12] Molykote K. G. Molykote Erfahrungsberichte, nr. 16 și 16/I.

CZ 669.14 :539.219.1 :620.18

Încercări pentru stabilirea unor corelaţii între metoda de dizolvare electrolitică şi metoda metalografică de determinare a incluziunilor nemetalice din oţeluri

Chim. MARGARETA MORAIT şi chim. ERIKA MUSTĂCESCU
Institutul de cercetări metalurgice

În ultima vreme, studierea incluziunilor nemetalice din oţeluri preocupă cercuri tot mai largi de specialişti, datorită creşterii cerinţelor în legătură cu calitatea oţelului.

Metodele folosite pentru determinarea acestora sînt numeroase şi variate (fizice, fizico-chimice, chimice etc.). Complexitatea problemei impune folosirea simultană a mai multor metode pentru obţinerea unor rezultate comparabile, care să redea o imagine cît mai fidelă a conţinutului, naturii, originii şi repartiţiei incluziunilor nemetalice care impurifică oţelul.

Lucrarea de faţă se referă la o serie de experimentări care au permis, în final, stabilirea unor corelaţii între metoda de dizolvare electrolitică (conţinutul total de incluziuni nemetalice) şi metoda metalografică (gradul de impurificare a oţelului). Încercări similare au fost făcute şi în străinătate, obţinîndu-se rezultate concordante între cele două metode [1].

Ca material de studiu s-au folosit două mărci de oţel: oţel carbon (A), elaborat în cuptor Martin şi oţel aliat (B), elaborat în cuptor electric.

Compoziţia chimică a oţelurilor studiate este redată în tabela 1.

Ca electrolit s-a folosit o soluţie compusă din: 3% sulfat feros ($SO_4Fe \cdot 7H_2O$); 1% clorură de sodiu (NaCl); 0,2% tartrat de sodiu şi potasiu ($KNaC_4O_6H_4 \cdot 4H_2O$) cu $pH = 4$.

Volumul electrolitului a fost de 18 l, calculînd cîte 2 l pentru fiecare epruvetă.

Densitatea de curent a fost de 0,04 A/cm^2.

Carburile din reziduul anodic au fost îndepărtate pe cale chimică, prin metoda oxidării cu permanganat de potasiu în mediu de acid azotic. În urma acestei operaţii, concomitent cu distrugerea carburilor are loc şi distrugerea majorităţii incluziunilor nemetalice instabile.

Pe reziduul rămas, format din incluziuni nemetalice stabile, s-a efectuat determinarea, pe cale gravimetrică, a conţinutului total de incluziuni stabile (tabela 2).

Dintre incluziunile nestabile prezintă interes sulfurile.

Din cauza nestabilităţii lor chimice şi a dificultăţilor ce se întîmpină la separarea cantitativă de carburile ce le însoţesc, determinarea sulfurilor prin metoda dizolvării electrolitice nu se practică; cu toate acestea, unii autori [2], [3] propun o metodă destul de greoaie, exprimîndu-şi rezerve asupra preciziei rezultatelor.

Tabela 1

Compoziţia chimică, %	C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni
Oţel A	0,32–0,39	0,35–0,65	0,17–0,37	max. 0,040	max. 0,040	–	–
Oţel B	0,09–0,18	max. 0,50	0,35	max. 0,040	max. 0,035	0,55–1,00	2,20–2,75

La experimentări s-au folosit 13 şarje (nouă şarje de oţel carbon şi patru şarje de oţel aliat), însumînd 130 de epruvete. Din fiecare probă s-au luat cîte zece epruvete destinate dizolvării electrolitice. La rîndul ei, fiecare epruvetă a fost tăiată în două părţi: una mai mare, care a fost dizolvată electrolitic, şi alta mai mică, utilizată la confecţionarea şlifurilor pentru analiza metalografică.

Epruvetele au fost călite de la temperatura de 840°C, în vederea trecerii majorităţii carburilor în soluţie solidă.

Dizolvarea electrolitică [2], [3], [4] s-a făcut într-o baie cu o capacitate de 30 l, cu nouă posturi, conectate la un redresor cu seleniu.

În vederea completării metodei de determinare a incluziunilor nemetalice pe cale electrolitică, s-au făcut, din cele 13 şarje de oţel, cîteva încercări pentru stabilirea conţinutului de sulfuri, folosind un procedeu simplu.

În acest scop, epruvetele au fost dizolvate anodic în condiţiile arătate mai sus pentru incluziuni stabile, îndepărtarea cementitei din reziduu făcîndu-se cu ajutorul unui magnet. S-a determinat apoi sulful total prin combustie, iar prin calcul s-au obţinut valorile respective pentru sulfuri, considerîndu-se că cea mai mare parte, în cazul de faţă, este formată din sulfură mixtă de fier şi mangan (tabela 2).

În cadrul metodei electrolitice, epruvetele fiecărei şarje au fost analizate individual, obținîndu-se valori apropiate între ele. S-au întocmit mediile și, pe baza acestora, s-au stabilit datele care au permis obținerea indicațiilor privitoare la puritatea oțelului analizat (tabela 2).

Tabela 2

Tipul oțelului	Nr. șarjei	Incluziuni nemetalice stabile, %	Incluziuni nemetalice nestabile (sulfuri), %	Incluziuni nemetalice totale, %
A	1	0,049	0,0084	0,057
	2	0,037	0,019	0,056
	3	0,032	0,011	0,043
	4	0,036	0,011	0,047
	5	0,037	0,011	0,048
	6	0,040	0,0080	0,048
	7	0,033	0,0070	0,040
	8	0,024	0,0054	0,029
	9	0,031	0,0040	0,035
B	10	0,037	0,0027	0,040
	11	0,036	urme	0,036
	12	0,036	0,0054	0,041
	13	0,029	urme	0,029

Analiza metalografică a incluziunilor s-a efectuat conform STAS – E5949 și E5998/58. Fiecare șarjă a fost reprezentată de zece probe, iar pe fiecare probă s-a determinat punctajul a cinci cîmpuri dintre cele mai impure, făcîndu-se apoi media aritmetică a punctajelor determinate. Gruparea incluziunilor din punct de vedere calitativ s-a făcut în sulfuri, silicați și incluziuni nedeformabile.

Datele obținute prin cele două metode folosite la determinarea incluziunilor au fost examinate comparativ (tabelele 3 și 4) și au dus la următoarele constatări:

Tabela 3

Tipul oțelului	Nr. șarjei	Sulfuri, %	Punctaj sulfuri
A	1	0,0084	2
	2	0,019	3
	3	0,011	2,5
	4	0,011	2,5
	5	0,011	2,5
	6	0,0080	2
	7	0,0070	2
	8	0,0054	1,5
	9	0,0040	1,5
B	10	0,0027	0
	11	urme	0
	12	0,0054	0,5
	13	urme	0

Valorile privind totalitatea incluziunilor stabile și a sulfurilor determinate prin metoda dizolvării electrolitice concordă satisfăcător cu punctajul metalografic total (sulfuri + silicați + incluziuni nedeformabile), în sensul unor variații paralele între șarje (tabela 4).

Tabela 4

Tipul oțelului	Nr. șarjei	Totalitatea incluziunilor, %	Punctaj
A	1	0,057	6
	2	0,056	5,5
	3	0,059	5,5
	4	0,047	4,5
	5	0,048	4,5
	6	0,048	4,5
	7	0,040	4
	8	0,029	3
	9	0,035	3,5
B	10	0,040	3,5
	11	0,036	3,5
	12	0,041	4,5
	13	0,029	3

Astfel, din compararea valorilor medii ale rezultatelor fiecărei șarje, obținute prin dizolvare electrolitică și analiză metalografică, rezultă că cele mai impure sînt șarjele 1, 2 și 3, iar cele mai curate, șarjele 8 oțel carbon și 13 oțel aliat. De asemenea, se constată existența unei concordanțe între intervalele de variație a rezultatelor obținute prin cele două metode, pentru ambele tipuri de oțel (tabela 5).

Tabela 5

Determinări	Oțel A	Oțel B
Incluziuni stabile + + sulfuri, %	0,029–0,059	0,029–0,041
Punctaj sulfuri + silicați + incluziuni nedeformabile	3–6	3–4,5

Concordanța dintre rezultatele obținute prin cele două metode este și mai evidentă dacă se trasează grafic variația conținutului procentual de incluziuni și a punctajului, în funcție de numărul șarjei (fig. 1).

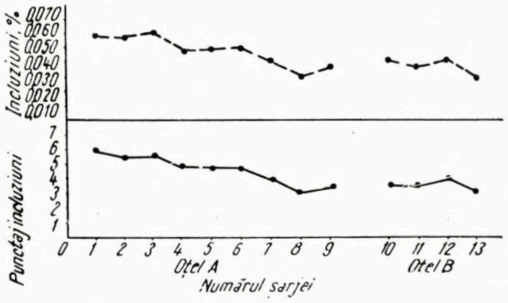


Fig. 1

Paralelismul care reiese din rezultatele obținute prin cele două metode, esențial diferite, indică caracterul obiectiv al acestora, precum și posibilitatea stabilirii unor corelații între datele obținute pe aceste două căi.

Se consideră experimentările efectuate ca un început, deoarece pentru a putea trage concluzii definitive, este necesară analizarea unui număr mult mai mare de probe.

BIBLIOGRAFIE

[1] Kudrin V. A., Uoccikin S. M., Turin E. I. și Abrosimov E. V. *Determinarea impurificării oțelurilor SH 15 cu incluziuni nemetalice oxidice*. Laboratorul uzinei, nr. 7, 1960.

[2] Lucașevici I. T. și Duvanova. *Incluziuni de zgure din fonte și oțel*. Moscova, Metallurghizdat, 1952.

[3] Kliaciko I. A., Atlasov A. G. și Sapiro M. M. *Determinarea gazelor, a incluziunilor nemetalice și a carburilor din oțel*. Moscova, Metallurghizdat, 1953.

[4] Morait M. și Mustăcescu E. *Contribuții la determinarea incluziunilor nemetalice din oțeluri carbon*. Cercetări metalurgice, nr. 5, 1963.

CZ 621.743/744 :667.637

Rețete noi de vopsele pentru vopsirea formelor și miezurilor executate din amestec cu silicat de sodiu

Ing. C. LAZĂR
Uzinele „Steagul roșu" – Brașov

În ultimii ani, executarea formelor și miezurilor din amestecuri ce folosesc ca liant silicatul de sodiu și întărirea cu bioxid de carbon sau întărirea în cutii calde a cunoscut o dezvoltare apreciabilă, datorită în primul rînd robusteții procedeului, preciziei dimensionale, eliminării instalațiilor de uscare, cît și datorită faptului că liantul folosit este destul de ieftin.

Un mare neajuns al acestui procedeu îl constituie însă faptul că aspectul suprafețelor pieselor turnate prezintă aderențe, fapt pentru care proporția lucrărilor de curățare crește cu 30—35% din volumul total de muncă necesar fabricării pieselor turnate.

Cercetările au stabilit că, paralel cu transmisia de căldură, pe suprafața de contact dintre metal și cavitatea formei se produce un complex de interacțiuni fizico-chimice și mecanice.

Suprafața piesei în cursul turnării, cînd metalul interacționează cu materialul formei, se oxidează ușor din cauza prezenței aerului în porii formei. Oxizii de metal reacționează cu silicea care se găsește în compoziția amestecurilor de formare, formînd compuși ușor fuzibili, de tipul zgurelor. Acești compuși pătrund în intervalul dintre granulele de nisip și cînd metalul se răcește se sudează pe piesa turnată, formînd aderențe.

Pe baza celor dovedite de cercetările efectuate în acest domeniu, se poate afirma că amestecurile care au ca liant silicatul de sodiu provoacă aderențe pe suprafața pieselor turnate, tocmai datorită oxizilor de sodiu.

Pentru reducerea formării aderențelor la piesele turnate în forme și miezuri întărite cu CO_2 sau cutii calde, la turnătoria de fontă a uzinelor „Steagul roșu" — Brașov, s-au experimentat și se folosesc o serie de vopsele care de altfel au tocmai rolul de a feri contactul direct dintre formă, respectiv miez și metalul lichid. Tipurile vopselelor folosite sînt următoarele : vopsea pe bază de grafit, vopsea pe bază de lac de bachelită, vopsea pe bază de oxid de fier. În cele ce urmează se vor prezenta rețetele de preparare și modul de lucru cu aceste vopsele.

Vopseaua pe bază de grafit se utilizează pentru vopsirea formelor și miezurilor executate din amestec ce folosește ca liant silicatul de sodiu și întărirea cu CO_2.

Rețeta vopselii este redată în tabela 1.

Tabela 1

Denumirea materialului	STAS (material)	Părți din greutate
Alcool industrial	184—54	66
Grafit	1 903—50	9
Argilă	3 969—53	4
Dextrină	8—53	1
Apă	—	20

Grafitul, argila și dextrina se amestecă bine, adăugîndu-se treptat apa, apoi se diluează cu alcool, pînă la consumarea întregii cantități de alcool prevăzută în rețetă.

După ce s-a preparat, soluţia se trece printr-o sită cu latura ochiului de 0,5 mm (nr. ţesăturii 34.E conf. N.I. 756–52 a întreprinderii „Tehnometal” din Timişoara). Este indicat ca vopseaua să se păstreze în recipienţi sau în vase închise.

Aplicarea vopselei este indicat a se executa cu ajutorul pulverizatorului. Stratul de vopsea va fi suficient de gros astfel încît să formeze o suprafaţă continuă.

Este indicat ca atît înainte de folosire cît şi în timpul folosirii să se agite soluţia fie manual, fie mecanic, pentru a se evita astfel depunerea grafitului în soluţie.

Vopseaua pe bază de lac de bachelită se foloseşte tot pentru vopsirea formelor şi miezurilor cu silicat de sodiu şi întărite cu CO_2 pentru piese cu pereţi groşi.

Reţeta vopselii este prezentată în tabela 2.

Tabela 2

Denumirea materialului	STAS (material)	Părţi din greutate
Lac de bachelită	–	33
Alcool industrial	184–54	42
Grafit	1 903–50	16,6
Talc	1 901–59	8,4

Prepararea vopselei se face în felul următor : se diluează 1 kg lac de bachelită cu 1,250 kg alcool industrial. Separat se cerne 0,500 kg grafit prin sita de 0,5 mm, se amestecă cu 0,250 kg talc, adăugîndu-se cîte puţin lac de bachelită diluat.

Modul de lucru este identic cu cel descris la reţeta cu grafit.

Vopseaua pe bază de oxid de fier Fe_2O_3 se utilizează pentru vopsirea miezurilor executate din amestec cu răşină ureo-formaldehidice întărite în cutii calde.

Reţeta vopselii este cea din tabela 3.

Tabela 3

Denumirea materialului	STAS (material)	Părţi din greutate	
		A	B
Făină de cuarţ (marşalită)	6 737–62	43,5	48,5
Oxid roşu de fier (Fe_2O_3)	6 632–62	5,0	5,5
Bentonită	3 624–62	3,5	4,0
Dextrină	8–53	2,5	3,5
Apă	–	45,5	38,5
Formol tehnic	77–57	–	–

Vopseaua se prepară amestecîndu-se marşalita, oxidul de fier, bentonita şi dextrina, pînă la omogenizare apoi se adaugă cîte puţină apă, pînă se obţine o pastă, completîndu-se în continuare, treptat, restul de apă.

Pentru evitarea alterării dextrinei se adaugă 1,5% formol. Foarte important este de reţinut faptul că întotdeauna trebuie preparată o cantitate de vopsea ce este necesară pentru un timp de maximum 24 h.

Vopseaua tip A se aplică prin pulverizare, iar vopseaua tip B, prin pensulare.

ACTUALITĂŢI ŞI DISCUŢII

CZ 621.741.4 :621.746.583

Cîteva aspecte ale tratamentului oţelului lichid sub vid

Dr. ing. I. DRAGOMIR
Institutul politehnic „Gheorghe Gheorghiu-Dej” – Bucureşti

În prezent există o mare diversitate de metode de tratament sub vid al oţelului lichid : elaborarea sub vid în cuptoare cu inducţie, retopirea electrică sub vid cu electrod consumabil, tratamentul sub vid în oala de turnare, turnarea sub vid dintr-o oală de turnare în alta sau din oala de turnare în lingotieră etc. Eficacitatea acestor metode este în funcţie de un mare număr de factori, printre care se numără în primul rînd presiunea realizată, compoziţia oţelului, starea lui iniţială, cantitatea de oţel supusă tratamentului sub vid etc.

La elaborarea şi turnarea oţelului sub vid au loc reacţiile principale prezentate în tabela 1 [1].

În continuare se va face o analiză sumară a unor procese din tabela 1, sub aspect termodinamic şi cinetic.

Degazarea oţelului

De studiul variaţiei conţinutului de hidrogen şi azot în cursul elaborării oţelului şi de influenţa acestor gaze asupra calităţii oţelului s-au ocupat numeroşi autori din străinătate [2],

Tabela 1

Denumirea procesului	Reacția chimică
Degazare	$n\ [G] = \{G_n\}$
Dezoxidare	$[O] + [C] = \{CO\}$ $(Me_mO_n)^\star + n[C] = m[Me] + n\{CO\}$
Reducerea oxizilor din căptușeala refractară	$(Me_m\,O_n)_{solid} + n\ [C] = m\ [Me] + n\{CO\}$ $(Me_m\,O_n)_{solid} + n\ [C] = m\ \{Me\}_{vapori} + n\{CO\}$ $(Me_m\,O_n)_{solid} + XM'e = n[Me] + (M'_x\ O_n)$
Volatilizare	$[Me] = \{Me\}$ *vapori*

Obs: G – un gaz oarecare dizolvat în oțel (H_2, N_2); *Me, M'e* – metale; [ ] – paranteze pentru componenții băii metalice; ( ) – paranteze pentru substanțe nemetalice în stare solidă sau lichidă; { } – acolade pentru componenții fazei gazoase.

* Incluziuni nemetalice.

[3], [4] etc. și de la noi din țară [5], [6]. În figura 1 este prezentată variația solubilității hidrogenului și azotului în fierul pur la presiunea de 1 at. Se observă că solubilitatea hidrogenului și azotului în fier crește cu temperatura. Creșteri însemnate au loc în punctul de transformare alotropică $Fe_\alpha \rightarrow Fe_\gamma$ și în punctul de topire. În punctul de transformare $Fe_\gamma \rightarrow Fe_\delta$ are loc o scădere a solubilității gazelor în fier. După cum se observă, la 1 600°C (temperatura obișnuită a oțelului lichid), fierul poate dizolva circa 30 cm³ hidrogen la 100 g și 0,04% azot. În practica elaborării oțelului nu se ating însă aceste valori, deoarece intervin o serie de factori, care împiedică dizolvarea gazelor în oțel (formarea unui strat protector de zgură, fierberea băii datorită oxidării carbonului etc). În mod obișnuit oțelul lichid la 100 g conține circa 3 – 12 cm hidrogen și 0,015 – 0,005% azot.

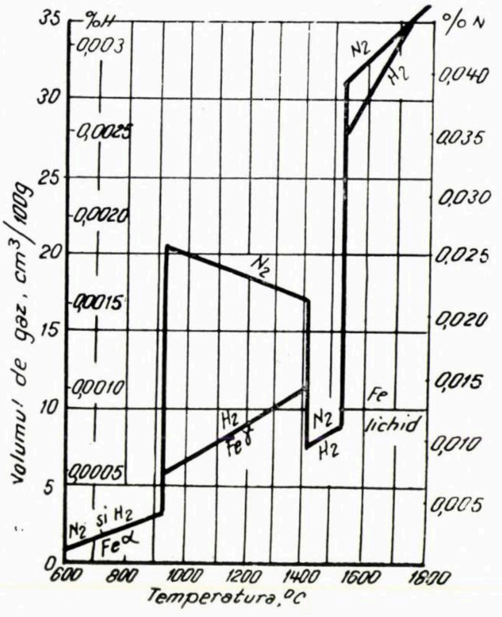


Fig. 1

La baza degazării oțelului sub vid se află faptul că solubilitatea hidrogenului și azotului în fier este proporțională cu rădăcina pătrată a presiunii parțiale a acestor gaze în atmosferă. Această lege, stabilită de Sieverts [7], se explică prin aceea că dizolvarea gazului în metal poate avea loc fie prin disocierea moleculei în atomi, care apoi se dizolvă independent, fie prin reacția chimică dintre gaz și metal, cu formarea unui compus chimic solubil:

$$[G] = K\sqrt{p_G}, \tag{1}$$

unde : G este conținutul de gaz dizolvat în metal;

K — o constantă, care depinde de temperatură;

p_G — presiunea parțială a gazului G în atmosferă.

Aceasta este tocmai expresia legii lui Sieverts. Expresia (1) corespunde stării de echilibru dintre baia metalică și faza gazoasă.

Variația constantei K_H cu temperatura a fost stabilită de Baukloch [8]:

$$\log K_H = -\frac{1745}{T} - 1{,}725. \tag{2}$$

Pelhke și Elliot [9] au stabilit următoarea expresie pentru $K_N = f\ (T)$:

$$\log K_N = -\frac{188}{T} - 1{,}25. \tag{3}$$

Din punct de vedere al tratării sub vid a oțelului, o importanță primordială o are influența presiunii parțiale p_G asupra conținutului de gaze, ilustrată în tabela 2.

Tabela 2

$p_{H_2,\,N_2}$, at	[H], %	[N], %
1,0	0,0022	0,0445
0,1	0,0007	0,0140
0,01	0,00022	0,00445
0,001	0,00007	0,00140
0,0001	0,00002	0,000445

Datele din tabela 2 au fost obținute prin calcul, după expresia (1). În realitate ele nu pot fi atinse, deoarece sistemul metal-gaz nu poate ajunge la echilibru din cauza factorilor cinetici. Totuși, acestea permit o evaluare a eficacității degazării oțelului sub vid. De exemplu, dacă la tratarea oțelului sub vid în oala de turnare se menține o presiune parțială p_{H_2} și p_{N_2} de circa 7 – 8 torr (circa 0,01 at), în mod teoretic, la această presiune se poate ajunge la un conținut de 0,00022% H_2 (circa 2,5 cm²/

/100 g Fe) şi 0,00445% N_2 în oţel (neglijîndu-se, bineînţeles, şi influenţa elementelor de aliere), ceea ce înseamnă o micşorare de circa patru ori a conţinutului acestor gaze, în raport cu conţinutul lor obişnuit. Durata tratării sub vid a oţelului fiind în general mică, valorile de echilibru nu pot fi atinse*, datorită factorilor de ordin cinetic.

Degazarea în vid poate avea loc pe două căi: *a* — prin formarea de bule; *b* — prin difuziunea gazelor spre suprafaţa de separare între faza metalică şi faza gazoasă şi apoi trecerea lor în faza gazoasă.

În cele mai multe cazuri (în cuptoarele cu inducţie de mare capacitate, în oalele de turnare etc.) presiunea ferostatică şi presiunea capilară nu permit formarea bulelor de gaz în întreaga masă a oţelului. După Iwanciw şi Golonka [10] degazarea prin bule are loc numai într-un strat superficial de grosime mică şi aminteşte întrucîtva fierberea oţelului datorită formării oxidului de carbon. Datorită diferenţei care apare între conţinutul de gaz în stratul superficial şi masa oţelului, are loc un proces de difuziune spre suprafaţă. Grosimea stratului „activ" este dată de expresia:

$$h = \frac{10}{\gamma}(p_G - p), \qquad (4)$$

unde: γ este greutatea specifică a oţelului;

p_G — presiunea parţială a gazului în fază gazoasă aflată în echilibru cu baia metalică;

p — presiunea realizată.

Reiese că grosimea stratului „activ" depinde direct de presiunea la care se realizează tratamentul sub vid.

Viteza procesului de degazare este limitată de viteza de difuziune a gazului din masa metalului spre stratul „activ". Viteza de difuziune a gazului este dată de legea lui Fick:

$$-\frac{d(G)}{dt} = \frac{D}{\delta}\,\frac{F}{V}\left([G]_e - [G]_r\right), \qquad (5)$$

unde:

D este coeficientul de difuziune, cm^2/s;

δ — grosimea stratului în care are loc difuziunea, cm;

F — suprafaţa de separare dintre faza metalică şi faza gazoasă, cm^2;

V — volumul băii metalice, cm^3;

$[G]_e$ — conţinutul de gaz în echilibru cu faza gazoasă, %;

$[G]_r$ — conţinutul real de gaz în momentul t, %.

În urma unor încercări de laborator s-a reuşit să se determine coeficienţii de transfer $\left(K = \frac{D}{\delta}\right)$: $91 \cdot 10^{-3}$ cm/s pentru hidrogen şi $14{,}5 \cdot 10^{-3}$ cm/s pentru azot [11]. Hokanson [12] indică pentru coeficientul de difuziune, în cazul degazării în jet, valorile din tabela 3.

Tabela 3

Gazul	Felul oţelului	Coeficientul de difuziune D, $cm^2/s \cdot 10^{-5}$
Hidrogenul	calmat	45
	necalmat	45
Azotul	calmat	3,4
	necalmat	27

Se observă că atît în oţelul calmat, cît şi în cel necalmat, hidrogenul difuzează cu viteză mai mare decît azotul. Acesta din urmă difuzează mai greu în oţelul calmat, deoarece este legat sub formă de nitruri.

În cazul tratamentului sub vid al unor cantităţi mari de oţel (de exemplu, în oala de turnare), eliminarea gazelor este îngreuiată de faptul că, pentru a se forma bule de gaz, presiunea acestuia trebuie să fie mai mare decît suma presiunii atmosferice, ferostatice şi capilare. De aceea, o degajare intensă a gazelor are loc numai în cazul cînd în oţelul lichid există deja centri de formare a bulelor, sub forma unor suprafeţe solide, neumectate de oţelul lichid. Printre metalurgi există chiar părerea că bulele de gaz se formează exclusiv pe aceste suprafeţe solide (de exemplu, pereţii oalei de turnare, în care se menţine oţelul sub vid). În general însă atît datorită vitezei mici de difuziune, cît şi posibilităţii reduse a formării bulelor de gaz în masa de oţel, degazarea în oala de turnare a unor cantităţi mari de oţel (peste 20 t) este puţin eficace [14]. Pentru remedierea situaţiei au fost experimentate diferite soluţii, ca: agitarea electromagnetică a oţelului, barbotarea cu gaz inert (argon) etc.

Barbotarea cu argon [15], [16] influenţează pe următoarele căi asupra degazării: accelerarea procesului de difuziune a gazelor din partea inferioară a oalei de turnare spre suprafaţa de separare metal-gaz; îndepărtarea gazelor (H_2,N_2) prin difuziunea lor din oţelul lichid în bulele de argon; diluarea gazelor eliminate din oţel şi micşorarea în acest fel a presiunii lor parţiale deasupra oţelului.

Degazarea este în foarte mare măsură favorizată de formarea oxidului de carbon. Hidrogenul şi azotul difuzează în bulele de CO (în care presiunea parţială a acestor gaze este iniţial nulă) şi sînt eliminate astfel din oţel.

Dezoxidarea oţelului sub vid

Termodinamica dezoxidării sub vid. Tratamentul sub vid reprezintă un mijloc eficient de dezoxidare a oţelului. Dezoxidarea în vid se face cu carbon, după reacţia:

$$[C] + [FeO] = [Fe] + \{CO\} \qquad (6)$$

---

* Aceasta se referă mai ales la azot.

sau, mai simplu :

$$[C] + [O] = \{CO\}. \qquad (7)$$

Prin urmare, produsul dezoxidării este un gaz (CO), care se degajează din oţel şi nu dăunează calităţii oţelului.

Constanta de echilibru a reacţiei (7) este următoarea :

$$K_7 = \frac{p_{CO}}{a_C \cdot a_O}, \qquad (8)$$

unde :

p_{CO} este presiunea parţială a oxidului de carbon în faza gazoasă ;

a_C, a_O — activitatea carbonului şi oxigenului în oţelul lichid.

În primă aproximaţie se poate admite că presiunea parţială a oxidului de carbon este egală cu presiunea totală, iar activităţile sînt egale cu concentraţiile. Va rezulta deci :

$$K'_7 = \frac{p_{CO}}{[C]\,[O]} \qquad (9)$$

şi respectiv

$$[O] = \frac{p_{CO}}{K'_7 \cdot [C]}. \qquad (10)$$

În figura 2 este reprezentată grafic relaţia (10) pentru temperatura de 1 600°C. Atît din relaţia (10), cît şi din figura 2 reiese că conţinutul de oxigen în oţel la temperatura dată (K_7 este funcţie de temperatură) depinde în mare măsură de presiune.

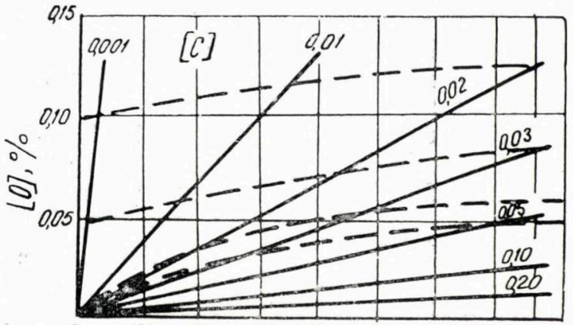


Fig. 2

Gradul în care se realizează reacţia (7) în condiţiile unui echilibru static depinde de K_7 şi p_{CO}. Întrucît însă la tratarea sub vid produsul reacţiei (CO) se elimină permanent, echilibrul reacţiei (7) are, în cea mai mare parte, un caracter dinamic [17].

La temperatura de 1 600°C, constanta de echilibru K_7 are valoarea :

$$K_7 = \frac{p_{CO}}{[\%C]\,[\%O]} = 420.$$

Pentru $p_{CO} = 1$ at vom avea

$$[\%C] \cdot [\%O] = \frac{1}{420} = 2{,}4 \cdot 10^{-3}.$$

La presiunea $p_{CO} = 10^{-4}$ şi $p_{CO} = 10^{-7}$ at, valoarea produsului $[\%C] \cdot [\%O]$ este egală cu respectiv $2{,}4 \cdot 10^{-7}$ şi $2{,}4 \cdot 10^{-10}$. Prin urmare, acelaşi conţinut de carbon, la presiunea de 10^{-4} at, spre exemplu, va sta în echilibru cu o cantitate de oxigen de 10^{-4} ori mai mică. Aşadar, prin tratamentul sub vid se realizează o creştere a puterii de dezoxidare a carbonului şi respectiv o scădere însemnată a conţinutului de oxigen în oţel. Acest lucru este ilustrat calitativ în figura 3. Se observă că scăderea presiunii deplasează curba de echilibru între carbonul şi oxigenul dizolvat în oţel, către origine. La un conţinut constant de carbon (linia paralelă cu ordonata) scăderea presiunii duce la micşorarea cu $\Delta[O]$ a conţinutului de oxigen în echilibru cu carbonul.

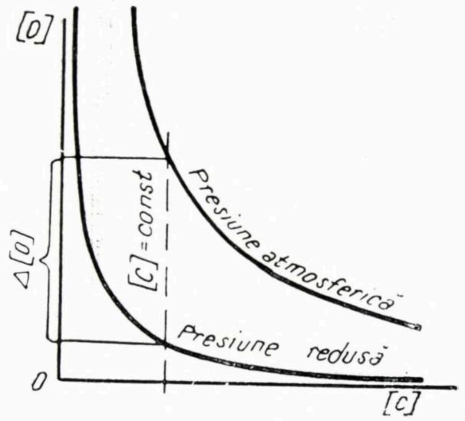


Fig. 3

În practică nu se obţin date corespunzătoare echilibrului. Astfel, potrivit unor lucrări [18], pentru $p_{CO} = 10^{-2} - 10^{-5}$ torr, produsul $[C] \cdot [O]$ are valoarea de $1 - 20 \cdot 10^{-6}$, în timp ce din calcul rezultă, pentru aceleaşi condiţii, valori cuprinse între $3 \cdot 10^{-8}$ şi $3 \cdot 10^{-11}$. Aceasta înseamnă că procesul de dezoxidare cu carbon sub vid nu atinge echilibrul. O oarecare influenţă poate avea şi imperfecţiunea metodelor de determinare a conţinutului de carbon şi mai ales de oxigen din oţel.

Mecanismul şi cinetica dezoxidării sub vid. Posibilităţile prezentate de dezoxidare sub vid nu pot fi integral realizate din cauza factorilor de ordin cinetic. Cu tot numărul mare de lucrări efectuate în această direcţie, un mare număr de aspecte ale problemei continuă să fie neclare.

Una din problemele esenţiale ale cineticii şi mecanismului dezoxidării sub vid este aceea a formării bulelor de CO.

Unele cercetări experimentale şi raţionamente teoretice au arătat că reacţia (7) nu poate avea loc în masa omogenă a băii metalice. Se presupune că formarea bulelor de CO se produce la limita de separare între oțel și materialele refractare sau incluziunile nemetalice. Condiții deosebit de favorabile pentru formarea bulelor de CO se creează cînd materialele refractare prezintă pori și fisuri, care servesc ca centri pentru formarea fazei gazoase.

Pentru ca o bulă de CO formată în masa de oțel să se poată menține, ea trebuie să aibă o rază mai mare decît raza critică, dată de expresia

$$R_{cr} = \frac{2\sigma V}{KT \ln \xi},$$

unde :

V este volumul molecular al germenului;

σ — tensiunea superficială între CO și oțelul lichid;

ξ — gradul de suprasaturare a soluției:

$$\xi = \frac{[\mathrm{O}]_{real}}{[\mathrm{O}]_{max}}.$$

K — constanta lui Boltzmann.

Datorită fluctuațiilor eterofazice, în baia de oțel se pot forma germeni (bule) cu diametrul de 10^{-8} cm. Pentru ca acești germeni să nu se redizolve este necesar ca gradul de suprasaturare ξ să fie de circa 35 000 [19]. Deoarece acest grad de suprasaturare este greu de realizat, nașterea bulelor în masa metalică este foarte puțin probabilă.

Vallet [20] a dedus următoarea ecuație cinetică a reacției de dezoxidare cu carbon în vid :

$$\frac{\mathrm{d}M_{\mathrm{CO}}}{\mathrm{d}t} = F\ (K_1\,[\mathrm{C}]\cdot[\mathrm{O}] - K_2 p_{\mathrm{CO}}), \qquad (11)$$

în care :

M_{CO} este masa bulelor de CO;

t — timpul;

F — suprafața totală a bulelor;

K_1, K_2 — constantele de viteză ale reacției (7), respectiv de la stînga la dreapta și de la dreapta la stînga.

Avînd în vedere că $p_{\mathrm{CO}} = K_7' \cdot [\mathrm{C}] \cdot [\mathrm{O}]_e$, ecuația (11) poate fi transcrisă astfel :

$$\frac{\mathrm{d}M_{\mathrm{CO}}}{\mathrm{d}t} = F\,(K_1\,[\mathrm{C}]\cdot[\mathrm{O}] - K_2K_7'[\mathrm{C}]\cdot[\mathrm{O}]_e) \qquad (12)$$

sau

$$\frac{\mathrm{d}M_{\mathrm{CO}}}{\mathrm{d}t} = KF\cdot[\mathrm{C}]\ ([\mathrm{O}] - [\mathrm{O}]_e)\cdot \qquad (13)$$

Constanta K poate fi numită constanta vitezei de formare a bulelor de CO. Ecuația (13) arată cît este de important pentru viteza de dezoxidare în vid excesul de oxigen în raport cu echilibrul.

Între M_{CO} și [O] existînd un raport de proporționalitate directă, ecuația (13) se mai poate scrie astfel :

$$\frac{\mathrm{d}\,[\mathrm{O}]}{\mathrm{d}t} = K_0\,F\,[\mathrm{C}]\ ([\mathrm{O}]_0 - [\mathrm{O}]_e)\cdot \qquad (14)$$

La un conținut de carbon în oțel de 0,15—0,20% și la presiuni $p_{\mathrm{CO}} = 10^{-2} - 10^{-4}$ torr, $[\mathrm{O}]_c$ are o valoare foarte mică. Pe de altă parte, conținutul de carbon în oțelul lichid este mult mai mare decît conținutul de oxigen. De aceea, se poate considera că, în timpul dezoxidării sub vid, conținutul de carbon este aproximativ constant:

$$[\mathrm{C}] \approx \mathrm{const.}$$

Ținînd seamă de cele de mai sus, ecuația (14) se poate scrie astfel [1] :

$$\Delta\mathrm{O} = [\mathrm{O}]_0 - [\mathrm{O}]_0\cdot e^{-K_0\,F^{[\mathrm{C}]\cdot t}}, \qquad (15)$$

unde :

$\Delta\mathrm{O}$ este cantitatea de oxigen, îndepărtată prin dezoxidare în timpul t;

$[\mathrm{O}]_0$ — conținutul inițial de oxigen în oțel;

K_0 — constanta vitezei de dezoxidare.

Rezultatele experimentale au confirmat pe deplin justețea ecuației lui Vallet.

În ceea ce privește etapa limitativă a procesului de dezoxidare sub vid, se consideră că aceasta este constituită de procesul de apariție a bulelor de CO. În cazul cînd faza solidă (căptușeala refractară) este deosebit de activă, nu este exclusă posibilitatea ca procesul în ansamblu să fie limitat de difuziunea carbonului sau oxigenului din masa metalului lichid în spre suprafața de contact dintre faza lichidă și faza solidă, unde are loc formarea bulelor de CO.

În anumite condiții, ca de exemplu la tratarea sub vid în timpul turnării („tratarea în jet"), poate avea o amploare importantă dezoxidarea prin difuziunea oxigenului la suprafața picăturilor și trecerea lui în atmosferă. J.O. Edstrőm [19] a dedus următoarea expresie pornind de la legea lui Fick :

$$\ln \frac{C - C_1}{C_0 - C_1} = -\frac{DF}{\delta V}\,t, \qquad (16)$$

unde :

C este conținutul de oxigen în picătură;

C_1 — conținutul de echilibru la presiunea realizată;

C_0 — conținutul inițial de oxigen;

D, F, δ, V — termenii obișnuiți din legea lui Fick.

În cazul picăturilor sferice $F/V = 3/R$. La 1 600° C, $D = 6{,}5\cdot10^{-5}$ cm²/s. Grosimea $\delta = 3\cdot10^{-3}$ cm. C_1 poate fi neglijată, întrucît este mult mai mică decît C și C_0.

Deci,

$$\ln \frac{C}{C_0} = -0{,}06 \frac{t}{R}. \qquad (17)$$

Această formulă exprimă variația eficacității dezoxidării (și degazării în general) în funcție de timpul de cădere și de diametrul picăturii.

Reducerea incluziunilor nemetalice în vid

În cazul cînd tratamentul sub vid se aplică oțelului necalmat, în care cea mai mare parte a oxigenului se află sub formă de FeO, dezoxidarea cu carbon are loc în măsură destul de însemnată, deoarece FeO se reduce relativ ușor cu carbonul din oțel. Dacă însă, înainte de a fi tratat sub vid, oțelul este dezoxidat, aceasta duce la apariția unor produși de dezoxidare mai stabili (MnO, SiO_2, Al_2O_3 etc.), care formează incluziuni nemetalice în oțel. În vid au loc reacții de reducere a acestor incluziuni cu carbonul dizolvat în oțel. În formă generală, reacția de reducere a incluziunilor nemetalice poate fi scrisă astfel :

$$(Me\mathrm{O})_{incl} + [\mathrm{C}] = [Me] + \{\mathrm{CO}\}. \qquad (18)$$

O apreciere generală a posibilității reducerii incluziunilor nemetalice în vid poate fi făcută pe baza studiului termodinamic al reacțiilor [21] :

$$Me + \mathrm{O}_2 = Me\mathrm{O}_2 \qquad (19)$$

și

$$2\mathrm{C} + \mathrm{O}_2 = 2\mathrm{CO}. \qquad (20)$$

Variația entropiei ($\Delta S°$) la formarea oxidului de carbon (reacția 18) este pozitivă. Din expresia

$$\Delta G^0 = \Delta H^0 - T\Delta S^0 \qquad (21)$$

rezultă că variația entalpiei libere scade cu temperatura. De aceea [21], stabilitatea oxidului de carbon nu scade atît de rapid cu temperatura, în comparație cu oxizii metalici care, în consecință, pot fi reduși fără excepție de către carbon la temperaturi suficient de ridicate.

Reacția de reducere a incluziunilor nemetalice :

$$Me\mathrm{O}_2 + 2\mathrm{C} = Me + 2\mathrm{CO} \qquad (22)$$

poate fi formal obținută prin diferența reacțiilor (19) și (20).

Variația entalpiei libere standard a acestei reacții este următoarea :

$$\Delta G^0_{22} = -RT \ln K_T \qquad (23)$$

$$K_T = p^2\mathrm{CO} \qquad (24)$$

deci

$$\Delta G^0_{22} = -4{,}575 \cdot 2 \cdot \log p_{\mathrm{CO}}. \qquad (25)$$

Ținînd seamă de cele de mai sus, se poate scrie că :

$$\Delta G^0_{22} = \Delta G^0_{20} - \Delta G^0_{19}. \qquad (26)$$

Deoarece reacția (22) are loc cu creșterea numărului de moli gazoși, scăderea presiunii (tratarea sub vid) trebuie să ducă la deplasarea echilibrului spre dreapta, adică tocmai în sensul reducerii incluziunilor nemetalice.

În figura 4 este prezentată diagrama variației entalpiei libere a reacției (22) cu temperatura. Pe ordonată se citește direct entalpia liberă la presiunea de 1 at. La alte presiuni, energia liberă este dată de diferența dintre dreapta corespunzătoare formării oxidului considerat și cea corespunzătoare formării CO la presiunea respectivă.

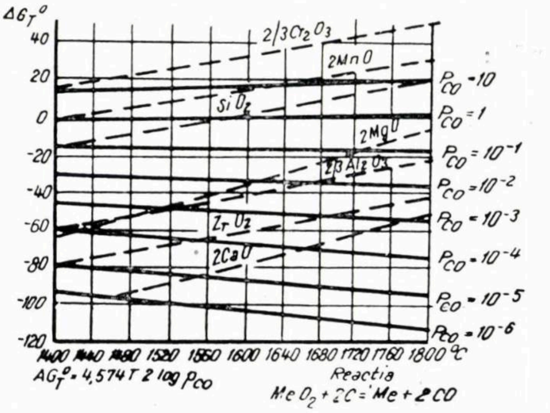


Fig. 4

Entalpia liberă a reacției (22) este egală cu zero cînd dreapta oxidului de carbon intersectează pe cea a oxidului metalic. În acest punct metalul și oxidul său se află în echilibru cu CO la presiunea respectivă.

Se observă că, la 1 600° C, Al_2O_3 poate fi redus cu carbonul numai la presiunea de $3{,}3 \cdot 10^{-3}$ at, adică 2,5 mm col.Hg. Condiții mult mai bune există (din punct de vedere termodinamic) pentru reducerea MnO și SiO_2.

Concluziile de mai sus sînt valabile și pentru procesele de reducere a oxizilor din căptușeala refractară, de către carbonul dizolvat în oțel.

Analiza termodinamică indică numai posibilitatea teoretică a desfășurării proceselor de reducere a incluziunilor. Cum însă tratamentul sub vid este limitat în timp și mecanismul reducerii incluziunilor este destul de complicat, rezultatele concrete care se obțin nu corespund întrutotul așteptărilor. Astfel, într-una din lucrările consacrate acestei probleme [22], într-un cuptor de laborator, după menținerea a 100 g oțel timp de 15—20 min la o presiune mai mare decît 10 mm col.Hg, incluziunile nemetalice s-au redus cu carbonul în următoarele proporții: MnO și Cr_2O_3 — 70—85%; SiO_2—50%; Al_2O_3—30—40%. Trebuie avut în vedere că la scară industrială condițiile pentru reducerea incluziunilor nemetalice sînt mult mai nefavorabile, cantitățile de oțel cu care se lucrează fiind mari.

În lucrarea [22] se consideră că reducerea incluziunilor nemetalice în vid se compune din următoarele etape: transportul carbonului pînă la suprafața incluziunilor; adsorbția carbonului pe suprafața de separare dintre incluziunea nemetalică și oțelul lichid; reacția $Me_mO_n + n\,[C] = m\,[Me] + n\,CO$ gaz; formarea bulelor de CO și degajarea lor din oțel.

Autorii acestei lucrări determină concentrația carbonului adsorbit la suprafața incluziunilor cu ajutorul ecuației lui Langmuir:

$$[C]_{ads} = \frac{a\,[C]}{1 + b\,[C]}, \tag{27}$$

unde:

[C] este concentrația medie a carbonului în oțel;

a, b — coeficienți empirici.

Faptul că incluziunile nemetalice se reduc în proporții de același ordin de mărime constituie o dovadă că viteza procesului în ansamblu nu este determinată de viteza reacției chimice, ci, după toate probabilitățile, de viteza de formare a bulelor de CO la suprafața incluziunilor. Mergînd pe această linie, s-a dedus următoarea expresie de reducere a incluziunilor nemetalice:

$$V = K\frac{g_i - g_f}{g_i^{1/3}}, \tag{28}$$

unde:

g_i și g_f sînt respectiv conținutul inițial și final de incluziuni nemetalice în oțel.

Volatilizarea componenților oțelului în vid

La elaborarea oțelului în cuptoare cu vid, în care se menține timp relativ îndelungat presiune scăzută, are loc un proces de volatilizare a componenților băii metalice.

Variația tensiunii de vapori cu temperatura este dată de ecuația Klapeyron — Clausius:

$$\frac{dp}{dT} = \frac{\lambda}{T \cdot \Delta V}, \tag{29}$$

în care:

λ este căldura latentă de vaporizare;

T — temperatura de fierbere;

ΔV — variația de volum a unui mol de substanță la trecerea din stare lichidă în stare de vapori.

Presiunea de vapori a unui component i deasupra unei soluții ideale este redată de legea lui Raoult:

$$p_i = p_0\,N_i, \tag{30}$$

în care:

p_i este presiunea de vapori a componentului i;

p_0 — presiunea de vapori a componentului în stare pură;

N_i — fracția molară a componentului i în soluție.

Olette [23] a propus următoarea expresie pentru conținutul unui component volatil în baia metalică lichidă:

$$[i],\ \% = 100 - 100\left(1 - \frac{Fe}{100}\right)^{\alpha}, \tag{31}$$

unde:

Fe este conținutul de fier în baia metalică, %;

α — factorul de volatilizare, a cărui expresie este:

$$\alpha = \frac{f_i}{f_{Fe}} \cdot \frac{p_i^0}{p_{Fe}^0}\sqrt{\frac{M_{Fe}}{M_i}}, \tag{32}$$

unde:

f_i, f_{Fe} sînt coeficienții de activitate pentru componentul i și Fe în baia metalică;

p_i^0 — presiunea parțială a vaporilor componentului i la temperatura dată;

p_{Fe}^0 — presiunea parțială a vaporilor de fier la aceeași temperatură;

M_{Fe}, M_i — greutatea atomică a fierului și a componentului i.

Cînd

$\alpha > 1$, $[i]$ se micșorează;

$\alpha < 1$, $[i]$ crește;

$\alpha = 1$, $[i] =$ const.

Viteza maximă de volatilizare a metalelor este dată de expresia [17]:

$$V_{max} = p_0\sqrt{\frac{M}{2\pi RT}}, \tag{33}$$

unde:

V_{max} este viteza maximă de volatilizare, g/cm²·s;

p_0 — presiunea de vapori a metalului, dyne/cm²;

M — greutatea atomică;

R — constanta gazelor ($8{,}3 \cdot 10^7$ erg/mol. °K.

T — temperatura, °K.

Pentru a putea fi folosită în cazul aliajelor, în formula [26] în locul lui p_0, trebuie înlocuită presiunea parțială a vaporilor componentului, care depinde de activitatea acestui component în aliaj.

În figura 5 este prezentată variaţia pierderilor de crom, dintr-un aliaj Ni—Cr, în funcţie de timp [17].

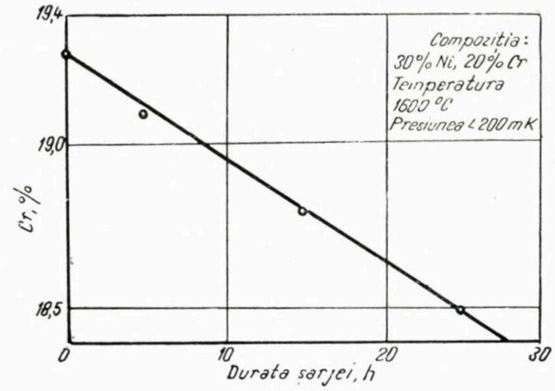


Fig. 5

BIBLIOGRAFIE

[1] Feliks Olszak şi Kazimierz Mamro: *Stalownicze procesy prózniowe*. Lodz-Krakow, 1963.
[2] Morozov A. N. *Vodorod i azot v stali*. Moscova, Metallurghizdat, 1950.
[3] Iavoiski V. I. *Gazî i vkliucenia v stalnom slitke*. Moscova, Metallurghizdat, 1955.
[4] Kozakevitch S. şi Urbain H. Revue de Métallurgie, 60, nr. 2, 1963.
[5] Dragomir I., Tripşa I. şi Nardin M. Metalurgia şi Construcţia de maşini, nr. 9, 1959.
[6] Rău A. şi Cosma D. Metalurgia, nr. 12, 1964.
[7] Sieverts A. Zeitschrift für phys. Chemie, v. 77, 1935.
[8] Baukloch W. *Grundlagen der Metallurgie*. Berlin, Verlag, 1949.
[9] Pelhke R. G. şi Elliot J. F. Problemî sovremennoi metallurghii, nr. 6, 1960.
[10] Iwanciw E. şi Golonka J. Archiwum Hutnictwa, t. II z. l., 1957.
[11] Knuppel şi Oeters. *Archiv für das Eisenhüttenwesen*, 411, 1962.
[12] Hokanson J. *Vacuum metalurgy conference*. New York, 1963.
[13] Vero J. *Primenenie vacuuma v metallurghii* (culegere), Moscova, 1960.
[14] Iavoiski V. I. *Teoria protessov proizvodstva stali*. Moscova, Metallurghizdat, 1963.
[15] Vergé J., Duglot J., Spire E. şi Michaud M. Revue de Métallurgie, 58, nr. 6, 1961.
[16] Vergé J. Revue de Métallurgie, 61, nr. 9, 1964.
[17] Axoy A. *Vacuumnaia metallurghia* (culegere trad. din engleză), Moscova, 1959.
[18] Bennet G., Protheroe H. T. şi Ward R. G. Iron and Steel Institute, nr. 2, 1960.
[19] Edström J. O. Stal, nr. 8, 1964.
[20] Vallet P. *Chimie-physique appliquée à la sidérurgie*. CESSID Metz., 1957.
[21] Darling A. S. Metallurgia, V. 64, nr. 381, 1961.
[22] Viskarev A. F. şi Kondakov V. V. *Primenenie vacuuma v metallurghii*. Moscova, Akademizdat, 1960.
[23] Olette M. *Vacuum distilation of minor elements from liquid ferrousalloys*. R.S.S. Paris, Dunod, 1959.

CZ 669.1 :338.062.413.

Creşterea producţiei şi a productivităţii muncii în industria siderurgică, în perioada 1959—1964

Lector univ. D. REBUŞAPCĂ, lector univ. R. SOARE şi asist. univ. I. NIŢU
Institutul politehnic „Gh. Gheorghiu-Dej" — Bucureşti

Ţinînd seamă de rolul pe care-l are industria siderurgică, ca una dintre ramurile de bază ale industriei grele, în procesul industrializării socialiste a ţării s-a acordat o atenţie deosebită dezvoltării acestei ramuri industriale, fapt care s-a oglindit în primul rînd prin volumul sporit al investiţiilor alocate, aşa după cum rezultă din tabela 1 [1].

După cum reiese din tabela 1, volumul investiţiilor în industria siderurgică a fost, în anul 1964, de 2,36 ori mai mare decît în anul 1960, cea mai mare parte a lor avînd destinaţie productivă.

Dacă iniţial investiţiile au fost dirijate pentru lucrări de reconstrucţie parţială şi modernizare a agregatelor existente, care puteau asigura

Tabela 1

	1960		1961		1962		1963		1964 *	
	mil. lei	%	mil. lei	%	mil. lei	%	mil. lei	%	mil. lei	%
Total investiţii	722	100	1 243	100	1 863	100	1 740	100	1 678	100
din care :										
investiţii productive	707	98	1 240	99,7	1 856	99,6	1 727	99,2	1 667	99,3
— construcţii montaj	427	60	775	63	1 016	55	922	53	1 035	62
— utilaj	233	32	386	31	740	40	672	39	514	31

* După datele D.G.S- din M.I.M.

o creștere imediată a producției, ulterior ele au fost îndreptate în cea mai mare parte spre construirea unor obiective industriale noi, de mare capacitate. Prin aceste construcții mari s-a urmărit asigurarea unei eficiențe economice maxime, respectiv micșorarea volumului de investiții în sectoarele de deservire, o mai bună folosire a resurselor energetice, creșterea productivității muncii și reducerea prețului de cost. Ținînd seamă de faptul că producția de fontă este o condiție principală pentru dezvoltarea producției de oțel, s-a trecut în primul rînd la construirea de furnale noi, de mare capacitate. Astfel, în 1952 a intrat în funcțiune la Hunedoara un furnal de 450 m³, în 1956 un al doilea furnal modern cu un volum util de 700 m³, iar între anii 1961 și 1962, încă două furnale: unul de 700 m³ la Reșița și unul de 1 000 m³ la Hunedoara. Ca urmare, volumul util total al furnalelor a crescut de la 3 192 m³ în 1959 la 5 074 m³, în 1963 [2]. Volumul mediu al furnalelor va crește mai mult o dată cu intrarea în funcțiune a celui de-al doilea furnal de 1 000 m³ de la Combinatul siderurgic — Hunedoara, care se află într-un stadiu avansat de construcție, și a furnalului de 1 700 m³, de la Combinatul siderurgic „Gh. Gheorghiu-Dej" — Galați. Furnalele noi, de mare capacitate și de un nivel tehnic ridicat, puse în funcțiune, precum și alte măsuri care s-au luat privind îmbunătățirea încărcăturii, ridicarea temperaturii aerului insuflat, introducerea gazului metan, perfecționarea proceselor tehnologice în general, au dus la creșterea indicelui de utilizare a furnalelor, de la 0,793 t fontă/m³ și zi în 1959, la 0,975 t fontă/m³ și zi, în 1963. Aceasta a avut un efect pozitiv asupra creșterii producției de fontă și a productivității muncii.

Astfel, producția de fontă a sporit cu 127% în 1964, față de 1959, după cum rezultă din tabela 2 [3].

Tabela 2

	1959	1960	1961	1962	1963	1964
Fontă	100	120	130	179	202	227

Ritmul mediu anual de creștere a producției de fontă în perioada analizată a fost de 17,8%. Producția de fontă a crescut într-un ritm mai înalt decît cea de oțel și decît producția globală a industriei siderurgice. Procesul intens de industrializare socialistă a țării necesită, în continuare, cantități sporite de metal. În acest scop, Directivele Congresului al IX-lea al P.C.R. prevăd ca producția de fontă să fie în 1970 de circa 4,1 mil. t; față de producția de fontă obținută în 1964, de 1,9 mil. t, aceasta înseamnă o creștere de peste două ori.

Noile furnale puse în funcțiune permit realizarea unui nivel al productivității muncii mult sporit față de cel care se realizează în furnale vechi și de capacități mai mici. Astfel, la secția a II-a furnale de la Combinatul siderurgic — Hunedoara, la un furnal de 450 m³ și la unul de 700 m³ s-a realizat o productivitate a muncii de 2,3 ori mai mare în comparație cu secția I, unde funcționează furnale de 250 și 300 m³. La Combinatul siderurgic — Reșița, la furnalele noi de 700 m³, construite în locul furnalelor vechi de 250 m³, s-a obținut în 1963 o productivitate a muncii de 2,3 ori mai mare decît în 1955 [2].

Pe ansamblul siderurgiei, productivitatea muncii în secțiile de furnale, exprimată în unități naturale, a crescut în perioada 1955—1964 cu 173%, într-un ritm mediu anual de 11,8%, așa după cum rezultă din tabela 3 (1955 = 100) [3].

Tabela 3

	1959	1960	1961	1962	1963	1964
Producția de fontă pe un muncitor din secția furnale, %(față de anul 1955)	161	193	199	223	254	273

Un proces intens de construire a unor noi obiective s-a manifestat și în sectorul oțelăriilor. Aceasta se impunea ca o necesitate, avînd în vedere că oțelăriile moștenite de la regimul burghezo-moșieresc erau mici și uzate din punct de vedere fizic și moral.

Vechile cuptoare (nr. 1—3) de la Reșița au fost demolate și s-au construit noi cuptoare de 120 t, date în funcțiune în 1959, care au parametri tehnici și economici superiori. Între anii 1961 și 1962 au fost transformate și cuptoarele nr. 4, de la 60 t la 100 t, și nr. 5, de la 110 t la 180 t. Deși s-a obținut o creștere a producției de oțel, totuși aceasta nu satisfăcea nevoile mereu sporite. Din această cauză a apărut necesitatea construirii unei oțelării moderne de mare capacitate, la Hunedoara. Aceasta reprezintă una dintre cele mai însemnate realizări ale regimului democrat-popular din țara noastră. Din cadrul acestei oțelării, primele trei cuptoare Martin de 185 t au intrat în funcțiune în 1958—1959, apoi trei cuptoare, în 1960—1962, de 400 t, și două cuptoare Martin, de 400 t, în anul 1964 [2].

Este important de remarcat faptul că proiectarea și construcția acestei noi oțelării au fost realizate în țară, la nivelul celor mai noi cuceriri ale tehnicii. Ca și în cazul furnalelor, prin construirea de noi oțelării, capacitatea medie a cuptoarelor Martin a crescut simțitor față de trecut, situîndu-se la nivelul capacităților folosite în siderurgia țărilor dezvoltate din punct de vedere industrial. Paralel cu construirea de cuptoare noi a existat și preocuparea pentru îmbunătățirea indicelui de utilizare a cuptoarelor Martin existente, care a crescut de la 5,08 t/m^2 zi, în 1959, la 6,84 t/m^2 zi, în 1963 [2].

Intrarea în funcţiune a cuptoarelor de mare capacitate şi îmbunătăţirea indicelui de utilizare a celor existente şi alte măsuri care s-au luat au dus la sporirea producţiei de oţel şi a productivităţii muncii în acest sector. Dinamica producţiei de oţel în perioada 1959–1964 reiese din tabela 4 [3].

Tabela 4

	1959	1960	1961	1962	1963	1964
Oţel	100	127	150	173	190	214

Producţia de oţel în anul 1964 a fost de 3 039 mii tone (din care 2 767 mii tone oţel Martin), faţă de 1 420 mii tone în 1959; deci de peste două ori mai mare.

Ritmul mediu anual de creştere a producţiei de oţel a fost de 16,4%, superior ritmului de creştere a producţiei globale a industriei siderurgice. Sporul producţiei de oţel s-a realizat în mare parte pe seama creşterii productivităţii muncii.

Nivelul productivităţii muncii în noile oţelării este mult mai ridicat decît în cele vechi. De exemplu, la oţelăria nouă din Hunedoara, dotată cu cuptoare de 200 şi 400 t, s-a obţinut o productivitate a muncii de două ori mai mare decît la vechea oţelărie. Aceasta a influenţat creşterea productivităţii muncii pe muncitor în secţiile de cuptoare Martin din întreaga industrie siderurgică. Dinamica productivităţii muncii, exprimată în unităţi naturale, la oţel este prezentată în tabela 5 [3] (1955 = 100).

Tabela 5

	1959	1960	1961	1962	1963	1964
Producţia de oţel pe un muncitor din secţiile de cuptoare Martin, % (faţă de anul 1955)	182	202	245	271	292	319

Ritmul mediu anual de creştere a productivităţii muncii în secţiile de cuptoare Martin a fost de 13,8% în perioada analizată.

Cel de-al III-lea sector important al activităţii din cadrul industriei siderurgice este cel al producţiei de laminate, care finalizează ciclul siderurgic de fabricaţie. Dezvoltarea producţiei de fontă şi de oţel a determinat reconstruirea vechilor laminoare şi construirea unor laminoare noi, de mare capacitate şi nivel tehnic ridicat, care să asigure o proporţie justă între producţia de fontă, oţel şi laminate. Astfel s-a trecut la construirea unui sector nou de laminoare la Combinatul siderurgic – Hunedoara, în cadrul căruia, în 1958, s-a pus în funcţiune laminorul bluming de 1 000 mm, cu o capacitate proiectată de 1 000 000–1 200 000 t de oţel lingou/an, iar în 1959 – laminorul 650 pentru profile mari, cu o capacitate proiectată de peste 550 000 t.

Noile laminoare continue de la Hunedoara, puse în funcţiune în 1962–1963, cuprinzînd o linie de semifabricate, o linie combinată de profile mijlocii şi benzi, o linie de profile mici şi o linie de sîrmă, vor ajunge în final la o producţie de 2000000 t laminate finite pe an.

În producţia de ţevi s-a urmărit, de asemenea, concentrarea acesteia în unităţi cu instalaţii specializate şi de mare capacitate; ea a fost concentrată în uzinele: Fabrica de ţevi de la Roman, cu o capacitate de 300 000 t/an, Fabrica de ţevi sudate – Bucureşti, Uzinele „Republica" – Bucureşti, Uzina metalurgică – Iaşi.

În urma reconstruirii vechilor laminoare şi a construirii altora noi, capacitatea totală de producţie a laminatelor finite a crescut în 1959 de 2,24 ori faţă de 1950. Totodată, s-au îmbunătăţit şi indicii de utilizare a laminoarelor. La Combinatul siderurgic – Hunedoara, de exemplu, indicele de utilizare intensivă a laminoarelor era cu 68% mai ridicat în 1964 faţă de 1950, iar cel de utilizare extensivă, cu 47% mai mare.

Noile laminoare, care sînt automatizate, permit o sporire a productivităţii muncii şi a producţiei de laminate. De pildă, în cadrul Combinatului siderurgic – Hunedoara, la laminorul continuu de sîrmă productivitatea muncii în 1963 era de 2,1 ori mai mare decît la laminorul de sîrmă din Brăila, iar la laminorul continuu de profile fine, din cadrul aceluiaşi combinat, s-a obţinut o productivitate a muncii de 1,7 ori mai mare decît la laminorul de profile din Brăila. Dinamica producţiei de laminate finite pline şi de ţevi de oţel rezultă din tabela 6 [3].

Tabela 6

	1959	1960	1961	1962	1963	1964
Laminate finite pline	100	152	185	203	233	250
Ţevi de oţel	100	123	146	166	174	200

Ritmul mediu anual de creştere a producţiei de laminate finite pline a fost de 20,1%, iar cel al producţiei de oţel, de 14,9%. Producţia de laminate finite pline a fost în 1964 de 2 057 mii t faţă de 822 mii t în 1959, iar cea de ţevi de oţel, de 551 mii t faţă de 275 mii t. Ţinînd seamă de necesităţile sporite de laminate, se prevede ca producţia de laminate să ajungă în 1970 la 4,4 milioane tone.

Ca urmare a investiţiilor făcute în industria siderurgică, s-au creat uzine de mărimi optime, cu cicluri de producţie integrate, ridicînd gradul de concentrare a producţiei siderurgice. Astfel, ponderea întreprinderilor care deţin fonduri fixe între 100 şi 500 milioane lei a crescut de la

35,5%, în 1959, la 42,1%, în 1964, iar a celor care realizează o producţie globală anuală de peste 1 miliard lei a crescut de la 6,25%, în 1959, la 11%, în 1964*.

Ca urmare a intrării în funcţiune a unor noi capacităţi de producţie, a creşterii productivităţii muncii şi a numărului de muncitori, producţia globală a industriei siderurgice a crescut simţitor, aşa după cum se arată în tabela 7 [3].

Tabela 7

	1959	1960	1961	1962	1963	1964
Producţia globală industrială	100	132	156	174	187	209

Ritmul mediu anual de creştere a fost de 15,9%, superior ritmului de creştere a producţiei industriale luată în ansamblul ei, care a fost în această perioadă de 14,9%.

Producţia industriei siderurgice a crescut nu numai din punct de vedere cantitativ, ci şi din punct de vedere calitativ. În uzinele industriei siderurgice, între anii 1960—1964 s-au asimilat peste 100 de produse noi de calitate superioară. În domeniul fontelor a fost asimilată fabricaţia fontei cu conţinut redus de fosfor, fontă specială pentru maleabilizare etc. Dintre oţelurile de calitate superioară introduse în fabricaţie se menţionează: oţeluri aliate cu nichel, siliciu, mangan, crom etc., iar în ceea ce priveşte producţia de laminate au fost asimilate o serie de profile speciale, ca : profile pentru susţineri miniere în galerii, pentru construcţia tractoarelor, autocamioanelor, combinelor de cereale etc.

Producţia globală a industriei siderurgice a crescut atît datorită creşterii productivităţii muncii, cît şi datorită sporirii numărului de muncitori ocupaţi nemijlocit în procesul de producţie. Intrarea în funcţiune a unui număr important de furnale, cuptoare Martin şi laminoare noi, bazate pe o concepţie tehnică modernă, cu procese de producţie mecanizate complex şi automatizate şi tehnologii avansate, ridicarea calificării muncitorilor, mai buna organizare a producţiei şi a muncii au contribuit la sporirea productivităţii muncii în întreaga industrie siderurgică. Dinamica productivităţii muncii pe un muncitor şi salariat din întreaga industrie siderurgică este arătată în tabela 8 [3].

Tabela 8

	1959	1960	1961	1962	1963	1964
Productivitatea muncii pe un muncitor*	100	120	134	144	148	157
Productivitatea muncii pe un salariat	100	122	138	146	150	159

Ritmul mediu anual de creştere a productivităţii muncii pe un muncitor, în perioada 1959 — 1964, a fost de 9,5%, iar pe un salariat, de 9,8%. Se constată că productivitatea muncii pe un salariat a crescut ceva mai repede decît cea pe un muncitor.

Aceste ritmuri diferite se explică prin faptul că numărul mediu scriptic al muncitorilor a crescut în această perioadă mai repede decît numărul mediu scriptic al salariaţilor, după cum reiese din tabela 9 [3].

Tabela 9

	1959	1960	1961	1962	1963	1964
Numărul mediu scriptic al muncitorilor	100	110	116	122	127	133
Numărul mediu scriptic al salariaţilor	100	108	113	119	124	130

Se apreciază că acest fenomen este normal din punct de vedere economic, deoarece, crescînd ponderea muncitorilor — şi mai ales a celor calificaţi — în totalul salariaţilor, se asigură sporirea producţiei şi a productivităţii muncii.

Eficacitatea sporită a muncii se manifestă în condiţiile în care ponderea cea mai mare din sporul producţiei se realizează datorită creşterii productivităţii muncii. Din studiul întocmit reiese că exceptînd anul 1963, în ceilalţi ani această cerinţă a fost realizată în industria siderurgică (tabela 10).

Tabela 10

	1960	1961	1962	1963	1964
Sporul producţiei, realizat datorită creşterii productivităţii muncii	69,3	69,7	57,4	41,8	60,3
Sporul producţiei, realizat datorită creşterii numărului de muncitori	30,7	30,3	42,6	58,2	39,7

Realizările obţinute în această direcţie constituie o premisă ca în perioada planului cincinal sporul producţiei obţinut datorită creşterii productivităţii muncii să fie şi mai mare.

În industria siderurgică, între dinamica producţiei globale, a productivităţii muncii pe un salariat şi a numărului total de salariaţi s-a realizat o corelaţie justă (fig. 1).

Producţia globală a crescut în perioada 1959 — 1964 într-un ritm mediu anual de 15,9%, productivitatea muncii pe un salariat, într-un ritm de 9,8%, iar numărul mediu scriptic al salariaţilor, de 5,4%.

Necesităţile sporite de metal în perioada planului cincinal determină ca producţia globală a industriei siderurgice să fie în 1970 de 1,8 ori mai mare faţă de 1965. La sfîrşitul planului cincinal producţia de oţel va fi de 6,3 mil. t, adică de circa 18 ori mai mare față de 1938. Creșterea producției globale se va realiza în principal prin intrarea în funcțiune a Combinatului siderurgic „Gh. Gheorghiu-Dej" de la Galați, pentru construcția căruia s-au alocat circa 70 % din volumul total al investițiilor destinate siderurgiei.

---

* Calculat după datele D.G.S. din M.I.M.

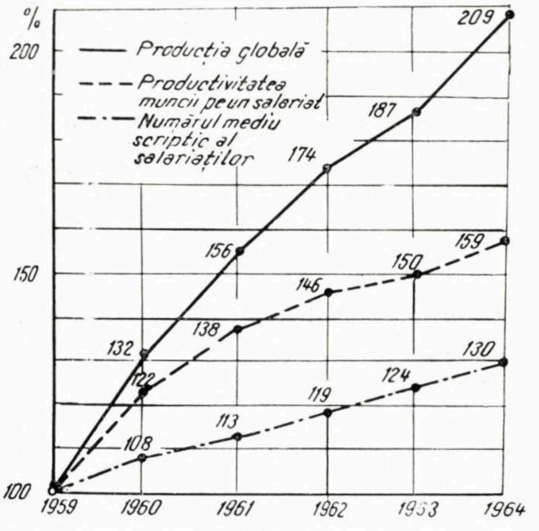


Fig. 1

Atît combinatul siderurgic de la Galați, cît și alte capacități de producție noi ce vor fi puse în funcțiune, se vor caracteriza printr-o tehnică modernă, ceea ce va duce la sporirea productivității muncii.

Prin înfăptuirea sarcinilor puse de Congresul al IX-lea al P.C.R., în fața industriei siderurgice, contribuția acesteia la dezvoltarea întregii economii va crește și mai mult.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * * *Dezvoltarea industriei Republicii Populare Române.* Culegere de date statistice, D.C.S. București, 1964.

[2] * * * *Industria României 1944–1964.* București, Editura Academiei, 1964.

[3] * * * *Anuarul statistic al R.P.R.,* D.C.S., București, 1965.

CZ 628.517.2 :677.721

Problema zgomotului la fabricile de cabluri din oțel

Ing. ST. NOVAC
Institutul de cercetări metalurgice

La fabricile de cabluri de oțel, zgomotul constituie una din problemele importante de protecție a muncii. Principala sursă de zgomot în aceste fabrici este vibrația corpurilor de mașini în rotație, care pot ajunge pînă la mii de rotații pe minut. Aceste vibrații sînt provocate atît de uzura avansată a mașinilor, cît și de însăși construcția învechită a unora din aceste mașini.

Se știe că zgomotul are o acțiune vătămătoare asupra sănătății și capacității de muncă a oamenilor.

Nivelul zgomotului în fabricile de cabluri din țara noastră este de 100–110 phoni. Dacă se ține seamă că pragul de durere este de 120 phoni, zgomotele din fabricile de cabluri se pot aprecia ca foarte puternice.

Cum, pentru încăperi industriale, nivelul maxim admisibil de zgomot este de 80–90 phoni, rezultă că în cazul fabricilor de cabluri trebuie neapărat luate măsuri de atenuare a zgomotului.

Principalele metode de combatere a zgomotului sînt : eliminarea cauzelor zgomotului sau atenuarea lui la sursă ; izolarea zgomotului ; absorbția zgomotului.

După cum s-a arătat mai sus, cauza principală a zgomotelor în fabricile de cabluri este vibrația mecanică a diferitelor organe de mașini în mișcare. Intensitatea vibrațiilor depinde de raportul dintre frecvența forței care provoacă vibrația și frecvența de oscilație proprie a piesei sau agregatului. Cînd cele două frecvențe sînt egale, acestea intră în rezonanță, se amplifică mult zgomotul, putînd duce la defectarea mașinii.

Noile tipuri de mașini de toronat și de cablat sînt astfel construite încît zgomotul provocat de ele să fie minim. Vechile tipuri de mașini de toronat și cablat, care se află în dotația fabricilor de cabluri din țara noastră, au un avansat grad de uzură și produc zgomote foarte puternice. În acest caz, se poate proceda numai la atenuarea zgomotului în anumite limite.

La rezonanță, amplitudinea oscilației este determinată în general de frecarea din sistem. De aceea, o cale de atenuare a zgomotelor este mărirea forțelor de frecare.

Astfel, zgomotul roților dințate, produs printre altele de vibrația întregului ansamblu al roții dințate, se poate atenua fixînd strîns pe partea laterală a roții dințate, cu ajutorul unor șaibe de lemn sau metalice și al unor șuruburi, niște discuri de cauciuc sau pîslă (fig. 1 : *1* — roată dințată ; *2* — disc de cauciuc de 5—10 mm grosime ; *3* — șaibă de strîngere, metalică sau de lemn ; *4* — șurub). Pe această cale se atenuează zgomotul roților dințate cu 6—8 phoni și se elimină complet sunetele înalte, stridente.

La corpurile de rotire, cum sînt tuburile la mașinile de toronat tip țigară și coșurile la mașinile de cablat tip coș, vibrațiile sînt provocate de centrarea necorespunzătoare a lor. Principala cale de înlăturare a zgomotelor în acest caz este centrarea corectă. În afară de aceasta, se mai pot lua măsuri de atenuare a vibrațiilor prin mărirea forțelor de frecare atît la corpurile în rotație, cît și la rolele de conducere a lor.

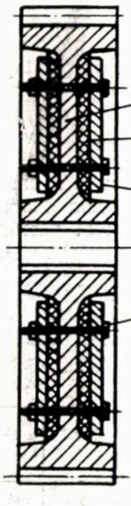


Fig. 1

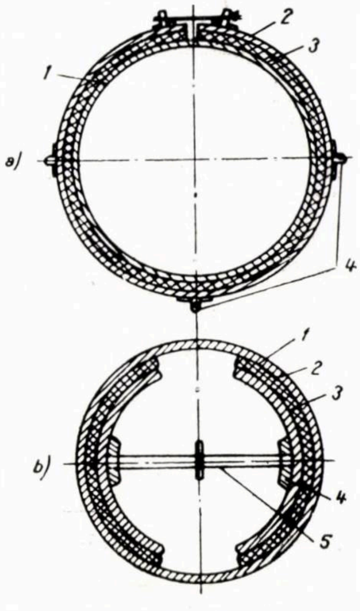


Fig. 2

Astfel, pe corpurile tubulare în rotație se montează brățări metalice care apasă pe suprafața lor foi de cauciuc sau pîslă, care amortizează vibrațiile (fig. 2, *a* : *1* — piesă care vibrează ; *2* — brățară de strîngere din oțel ; *3* — cauciuc moale de 2—3 cm grosime ; *4* — balamale ; *5* — șurub de distanțare cu filet dreapta sau stînga la capete, fig. 2, *b* : *2* — cauciuc moale ; *3* — brățară de strîngere, din oțel ; *4* — placă din oțel pentru distanțare).

Cînd brățările nu se pot fixa la exterior, ele se montează în interiorul corpului în rotație. Zgomotul se atenuează și mai mult dacă rolele de conducere a corpului rotitor sînt confecționate din materiale cu frecare interioară mare, cum ar fi textolitul.

La mașinile mici de toronat moderne, tubul rotitor lucrează închis într-o carcasă care-l izolează fonic de restul halei. La mașinile mari aceasta este mai greu de realizat.

Atunci cînd măsurile tehnice de atenuare a zgomotului sînt insuficiente, se recomandă utilizarea dispozitivelor de protecție individuală, care izolează urechea de sursele de zgomot. Acestea sînt antifoanele care se aplică pe ureche sau se introduc în interiorul canalului auditiv. Cele mai indicate sînt sub formă de căști care acoperă pavilionul urechii, deoarece antifoanele care se introduc în canalul auditiv, dacă sînt folosite timp mai îndelungat, provoacă iritații ale acestuia.

Antifoanele sînt deosebit de indicate pentru zgomote de frecvență înaltă, deci pentru sunete stridente, reducînd intensitatea lor de 6—8 ori. Amortizînd în special sunetele înalte, antifoanele atenuează prea puțin sunetele vocii omenești și din această cauză nu stînjenesc conversațiile. Mai mult decît atît, din cauza micșorării intensității acustice a zgomotului, se atenuează și efectul de mascare a acestuia, astfel încît, cu ajutorul antifoanelor, este mult mai ușor să se înțeleagă vorbirea și să se asculte funcționarea mașinilor, decît fără ele.

Cercetările făcute printre țesători și mecanici au arătat că folosirea antifoanelor mărește productivitatea muncii cu circa 10—12%.

Din cele de mai sus rezultă că prin aplicarea unor măsuri judicioase de izolare fonică individuală și de reducere a vibrațiilor mașinilor, se poate atenua zgomotul din fabricile de cabluri de la noi din țară, aducîndu-l la un nivel de intensitate admisibil. Prin aceasta se cruță sănătatea muncitorilor și se poate realiza și o creștere a productivității muncii.

BIBLIOGRAFIE

[1] *** *Norme departamentale de tehnică a securității muncii în siderurgie, uzinele de țevi și trefilării*. București, Ministerul Industriei Metalurgice, Oficiul de documentare și publicații tehnice, 1965.

[2] Slavin I. I. *Zgomotul industrial și combaterea lui*. București, Editura tehnică, 1957.

EXTRASE

Stadiul actual de dezvoltare a tehnologiilor de preparare şi extragere a vanadiului.

Dr. ing. *T. Segărceanu*, ICECHIM, ing. *C. Avram* ICEM şi dr. ing. *M. Guran*, ICEMIN.

Conţinutul de vanadiu al scoarţei terestre este apropiat de conţinutul de crom, nichel sau cupru şi este de ordinul 1,6—-10^{-2},% [1].

O caracteristică principală a acestui element este aceea că în natură el apare foarte rar în concentraţii exploatabile. Este însă prezent aproape în toate rocile, în cenuşa multor plante, în cenuşa de petrol, în asfalturi, în cărbuni, fosfaţi, bauxită, minereuri de fier cu titan, minereuri de cupru, şisturi argiloase etc.

Vanadiul face parte din grupa metalelor rare şi are o mare importanţă tehnică şi economică. În sistemul periodic are numărul de ordine 23 şi greutate atomică 50,95, posedă cinci electroni de valenţă şi are greutatea specifică 6,11. Vanadiul pur are aspectul oţelului şi este foarte dur şi rezistent la rupere. Punctul său de topire (1 900°C) creşte mult o dată cu creşterea conţinutului de carbon (la 2,7% C, 2 185°C, iar la 10% C, 2 800°C).

Multă vreme vanadiul a fost considerat ca un metal fragil. În realitate fragilitatea este dată de impurităţi (nitruri, carburi), vanadiul pur fiind foarte plastic şi putînd fi tras în sîrmă subţire chiar şi la rece.

Nu este atacat de acizi şi baze, cu excepţia acizilor fluorhidric şi azotic şi a apei regale.

Domeniul de bază al utilizării vanadiului a fost şi rămîne tehnologia oţelurilor slab aliate, care foloseşte circa 80—95% din întreaga cantitate produsă în lume [2].

Acest element se dizolvă în oţeluri sub formă de ferită. Avînd o afinitate mare faţă de oxigen şi azot este un puternic dezoxidant şi denitrificator al oţelurilor. Cu carbonul formează carburi stabile, omogen dispersate în toată masa oţelului. Datorită acestor proprietăţi, vanadiul este un bun înlocuitor al wolframului, molibdenului sau niobiului, iar oţelurile aliate cu un procent mic de vanadiu (0,2—2%) au o mare rezistenţă la uzură, duritate ridicată, rezistenţă mare la frecare şi la sarcini dinamice, dovedindu-se a fi printre cele mai bune oţeluri în condiţii de lucru cu sarcini alternative.

Din punct de vedere al rezervelor de metal, concentraţiile naturale de vanadiu se clasifică după cum urmează :

Concentraţii naturale neindustriale circa 100 t V

Zăcăminte mici circa 1 000 tV
Zăcăminte medii circa 10 000 tV
Zăcăminte mari circa 100 000 tV

Cele mai caracteristice zăcăminte cu conţinut de vanadiu exploatabil se clasifică în :

— Zăcăminte propriu-zise de vanadiu, cu conţinut de 3—4% V_2O_5 care se exploatează numai pentru vanadiu (zăcăminte de patronit, din Peru, şi cele de roscoelit, din Colorado).

— Zăcăminte complexe, cu un conţinut de 1—2% V_2O_2, în care alături de vanadiu apar şi alte elemente utile (carnotitele uranovanadifere, din Colorado sau zăcămintele de Pb — Zn — Cu — V, din Africa de Sud-Vest şi Rhodezia).

— Zăcăminte de minereuri feroase şi roci cu conţinut de 0,04—0,1% V_2O_5 (zăcăminte de titano-magnetit cu vanadiu, zăcăminte oolitice fosforoase cu vanadiu, zăcăminte de fosforite din S.U.A., bauxite etc.).

Dintre cele mai importante minerale de vanadiu se menţionează :

Roscoelitul [$2(Al,V)_2O_3 \cdot (Mg,Fe)O \cdot K_2O \cdot 12SiO_2 \cdot 4H_2O$], cu un conţinut de vanadiu de 11—12%, este o mică verzuie, asemănător muscovitei, în care o parte din Al_2O_3 a fost înlocuită de V_2O_3 şi care adesea conţine şi ceva MgO şi FeO.

Vanadinitul [$Pb_5(VO_4)_3Cl$], cu conţinutul de vanadiu în jur de 10,9%, este un vanadat complex de clor şi plumb şi apare împreună cu alţi vanadaţi de metale grele.

Descloizitul [$4(Pb,Zn)O \cdot V_2O_3 \cdot H_2O$] are conţinutul în vanadiu de 12,7%. Este un vanadat bazic de plumb şi zinc.

Patronitul (V_2S_5, cu SiO_2, Al_2O_3 şi asfalt) este o sulfură de vanadiu cu sulf în exces. Conţinutul de vanadiu din mineral este de 14—24%. Zăcăminte cu patronit s-au găsit pînă în prezent numai în Peru.

În anul 1961 producţia mondială de vanadiu din ţările capitaliste a ajuns la circa 8 000 t, din care aproximativ 60% se produce în S.U.A. din minereuri uranifere, fosfatice şi titano-magnetitice (tabela 1). Cu ponderi însemnate se înscriu şi Republica Sud-Africană, Finlanda şi Rhodezia. Rezerve importante de minereuri cu vanadiu au mai fost găsite în Canada, Mexic, Peru, Argentina, Chile, Franţa, R.F.G. şi Spania [3].

Tabela 1

Ţara	Producţia, tone													
	1927	Media 1936 1940	1943	Media 1944 1945	1947 1950	1951	1952	1953	1954	1956	1957 1958	1960 1961	1962	1963
Finlanda	—	—	—	—	—	—	—	—	—	40	500	600	640	650
Suedia	—	—	—	—	100	75	123	181	129	165	104	—	—	—
R.F.G.	—	1 200	2 950	—	—	—	—	—	—	—	—	500	—	—
Italia	—	—	—	—	—	115	105	70	—	—	—	—	—	—
S.U.A.	500	1 000	2 534	1 500	2 000	2 801	3 262	4 211	4 500	5 069	—	5 300	4 800	3 000
Peru	500	1 100	855	550	450	655	437	337	150	—	—	—	—	—
Argentina	—	1	—	4	5—7	—	—	—	7—10	—	—	—	—	—
Mexic	—	—	—	—	150	50	407	—	196	190	—	—	—	—
Africa de Sud-Vest	150	400	577	400	250	529	483	498	560	280	—	—	925	1 000
Rhodezia de Nord	200	300	483	148	100	87	43	—	—	—	—	—	—	—
Africa de Sud	—	—	—	—	—	—	—	—	—	595	1 000	1 000	1 300	1 600
Angola	—	—	—	—	—	—	—	—	27	10	—	—	—	—
India	—	—	—	—	—	—	—	—	—	25	25—50	—	—	—
Japonia	—	—	—	—	—	—	—	—	300	—	—	400—600	—	—
Australia*	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
Noua Zeelandă*	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—

* Se fac cercetări intense.

În ţara noastră cele mai mari rezerve de vanadiu se găsesc în minereurile cu titano-magnetite vanadifere, de la Ciungani-Căzăneşti, şi în măsură mult mai mică, în oolitele hidrohematitice de la Căpuş şi în bauxitele din Munţii Apuseni.

În tabela 2 se prezintă zăcăminte similare ca geneză şi conţinut, care se exploatează şi se valorifică complex în alte ţări.

De la început se remarcă faptul că zăcămîntul de la Ciungani-Căzăneşti are atît în minereul brut cît şi în concentrat un raport de V: Fe comparabil sau chiar superior celui al zăcămintelor exploatate în alte ţări, în timp ce conţinutul de vanadiu şi fier din minereul brut este de circa patru ori mai scăzut.

Zăcămîntul de la Căpuş are un raport V : Fe mult inferior însă se prezintă cu un conţinut de fier valorificabil în minereul brut.

Analizînd ponderea cu care intervin diferitele tipuri de zăcăminte în rezervele actuale de vanadiu ale lumii (tabela 3) se constată că zăcămintele de fier cu vanadiu (titano-magnetitele vanadifere şi minereurile fosforoase) deţin peste 95 % din rezervele de vanadiu [4].

Tehnologiile utilizate pe plan mondial pentru obţinerea vanadiului sau a compuşilor săi din minereurile de fier sînt condiţionate de următorii factori mai importanţi : compoziţia chimică şi mineralogică a minereului de fier ; conţinutul în vanadiu şi forma mineralogică în care acesta se găseşte în minereurile de fier ; posibilitatea obţinerii vanadiului din minereu de fier fără ca această tehnologie să deranjeze procesul de elaborare a fontei şi oţelului, iar cheltuielile efectuate la acest stadiu pentru obţinerea vanadiului să fie minime.

Ţinînd seamă de aceste criterii, tehnologiile de obţinere a vanadiului din minereuri de fier pot fi grupate după cum

Tabela 2

Zăcămîntul	Ţara	Conţinut, %						V: Fe 100, %
		Fe	V	TiO_2	P	SiO_2	CaO	
Kusînsk (magnetită vanadiferă)	U.R.S.S.	48,1	0,37	13,5	0,015	7,0	2,5	0,77
Pervourolsk (magnetită vanadiferă)	U.R.S.S.	40,9	0,30	4,0	0,015	14,0	6,0	0,73
Cherci (oolite fosforoase)	U.R.S.S.	38,0	0,076	—	1,00	14,0	—	0,20
Vuolijoki (magnetită vanadiferă)	Finlanda	39,0	0,50	13,0	—	—	—	1,29
Redsend (titano-magnetită vanadiferă)	Norvegia	50	0,25	6,5	—	—	—	0,50
Saint-Michel (oolite)	Franţa	25,4	0,050	—	0,58	8,60	23,3	0,20
Salzgitter (oolite)	R.F.G.	29,1	0,20	—	0,30	26,3	5,5	0,69
Ciungani-Căzăneşti (titano-magnetită vanadiferă) brut	Republica Socialistă România	15,0	0,065	—	—	—	—	0,60
Ciungani-Căzăneşti (titano-vanadiferă) concentrat	Republica Socialistă România	53,0	0,40	—	—	—	—	0,80
Căpuş-Satra (colite) brut	Republica Socialistă România	32,5	0,06	—	0,54	10,2	16,1	0,18
Căpuş-Satra (oolite) concentrat	Republica Socialistă România	49	0,1	—	0,55	5,5	4,2	0,2

Tabela 3

Tipuri de zăcăminte	Statele care dispun de rezerve mari	Rezervele, mii t metal	Totalul rezervelor mondiale, mii t
Zăcăminte de fier :	Suedia	1 125	
— titano-magnetite	S.U.A.	1 700	
	Africa de Sud	23 600	
	Noua Zeelandă	800	28 183—30 000
	U.R.S.S.	2 000— 3 000	
	R.P.Chineză	1 000— 2 000	
Minereuri de fier fosforoase	Franţa	1 000— 2 000	
	R.F.G.	300— 500	12 000—15 000
	U.R.S.S.	7 000—10 000	
Zăcăminte neferoase :	S.U.A.	400— 500	400— 500
— fosforite	Peru	20— 30	50— 100
— asfaltite	S.U.A	40— 50	70— 80
— carnotite	Africa de Sud-Vest	50— 60	
— decloazite	Rhodezia de Nord	20	
	S.U.A.	10— 20	100— 120
— vanadinit etc.	America de Sud şi Centrală	10— 20	100— 120
— bauxite		10— 15	10— 15

urmează : tehnologii de obţinere a vanadiului din minereuri de titano-magnetite vanadifere ; tehnologii de obţinere a vanadiului din minereuri de fier fosforoase.

În prima grupă de tehnologii, aşa cum reiese din însăşi clasificarea făcută, materia primă folosită o constituie titano-magnetitele caracterizate prin prezenţa titanului sub formă de ilmenit, şi cu conţinut ridicat de vanadiu (0,1—1 %) preferenţial legat de magnetit, în care V_2O_3 înlocuieşte Fe_2O_3 în reţeaua cristalină a magnetitului.

În prezent pe plan mondial se cunosc două procedee industriale de valorificare a vanadiului din titano-magnetite.

— Procedeul clasic elaborat şi folosit şi în prezent în U.R.S.S.

— Procedeul de tratare directă folosit industrial în două variante : procedeul finlandez şi procedeul sud-african.

În schema tehnologică clasică de prelucrare a titano-magnetitelor cu valorificarea complexă a fierului, titanului şi vanadiului, minereul de titano-magnetit vanadifer este supus unor operaţii de sfărîmare şi măcinare la o granulaţie optimă, apoi, prin separare magnetică umedă (4000—6000 Oe), se obţine un concentrat colectiv cu magnetit vanadifer şi ilmenit [5].

Separarea magnetitului vanadifer de ilmenit se efectuează, de obicei, prin aplicarea flotaţiei sau a separării magnetice în cîmp slab.

Concentratul ilmenitic cu conţinut de peste 40 % TiO_2 se prelucrează pentru obţinerea albului de titan.

Concentratul de magnetit vanadifer bogat în fier (53 — 60 % Fe), cu un conţinut de peste 0,2 % V, este aglomerat şi prelucrat în furnal unde vanadiul se repartizează cu prioritate în fontă ($\geqslant$80 %).

Pornind de la concentrate cu compoziţia arătată anterior se poate obţine o fontă cu un conţinut mai mare de 0,3 %V. Pentru recuperarea vanadiului, fonta este oxidată selectiv în convertizoare căptuşite cu magnezită.

În procesul de oxidare selectivă, vanadiul, ca element mai activ decît fierul, împreună cu alte elemente (Mn, Si, Cr), se oxidează cu oxigenul din aerul suflat în convertizor şi trece în zgură sub forma unor compuşi de natura spinelilor a căror compoziţie poate fi exprimată de formula (FeO MnO) $(V_2O_3 \cdot Ti_2O_3Cr_2O_3Fe_2O_3)$ [6].

Gradul şi viteza de oxidare a vanadiului depinde de mai mulţi factori, printre care cei mai importanţi sînt : conţinutul de vanadiu al fontei, conţinutul unor elemente însoţitoare, în special cromul, temperatura şi căptuşeala convertizorului.

Oxidarea selectivă a vanadiului în convertizoare căptuşite cu magnezită din fontă elaborată în condiţii optime (t = =1300—1400°C) şi cu un conţinut de aproximativ 0,3 % V, permite obţinerea unor zgure vanadifere cu conţinut între 10 şi 20 % V_2O_5 [13].

Deoarece zgura vanadiferă este un compus greu fuzibil, în convertizor se prezintă sub forma unui strat vîscos deasupra băii de oţel şi din această cauză sînt antrenate în masa zgurei multe incluziuni metalice. De aceea, înainte de a trece la prelucrarea chimică a zgurei, aceasta este sfărîmată apoi măcinată şi introdusă într-un cîmp magnetic slab în scopul separării fierului metalic (astfel încît după separare zgura să nu conţină mai mult de 2 % Fe).

Prelucrarea chimică a zgurelor vanadifere rezultate în procesul de convertizare principial constă în transformarea vanadiului în compuşi solubili în apă, de obicei vanadaţi de sodiu sau potasiu, care se realizează printr-o prăjire oxidantă în prezenţa unor adaosuri de săruri alcaline (NaCl, KCl, Na_2SO_4, Na_2CO_3 etc.).

Condiţiile optime ale prăjirii oxidante sînt următoarele : temperatura — 800—850°C, adaos de NaCl sau KCl—8 %, durata de menţinere la temperatura optimă — 1,5—2h, granulaţie — 0,1—0,12 mm.

Prăjirea oxidant-sodizantă se realizează în cuptoare rotative sau polietajate. Reacţiile care au loc în cuptor şi care permit transformarea vanadiului din spineli în compuşi solubili în apă sînt următoarele :

$$2NaCl + 1/2\ O_2 \rightarrow Na_2O + Cl_2 ; \qquad (1)$$

$$2FeO \cdot V_2O_3 + 5/2\ O_2 \rightarrow Fe_2O_3 + 2V_2O_3 ; \qquad (2)$$

$$V_2O_5 + Na_2O \rightarrow 2\ NaVO_3. \qquad (3)$$

După alţi autori [7] se formează izopolisărurile de vanadiu de tipul $nNa_2O \cdot mV_2O_5$, unde $n < m$.

Materialul prăjit în condiţiile arătate este apoi leşiat cu apă caldă pentru solubilizarea vanadaţilor. Foarte adesea, din cauza prăjirii insuficiente, o parte din vanadiu (cca. 20 %) rămîne în reziduu sub formă de V_2O_4 insolubil în apă, însă solubil în acizi diluaţi. De aceea, pentru o solubilizare cît mai completă a vanadiului, după leşierea neutră cu apă, se mai face o leşiere acidă (6—8 % H_2SO_4) în care tetraoxidul de vanadiu este trecut în soluţie, ca sulfat de vanadiu, după reacţia :

$$V_2O_4 + 2H_2SO_4 \rightarrow 2VOSO_4 + 2H_2O. \qquad (4)$$

Soluţiile obţinute sînt acidulate la un pH de 1,5—2,2 apoi sînt menţinute la 90—95°C, 2 pînă la 4 h cînd are loc hidroliza vanadaţilor. Produsul de hidroliză, aşa cum au arătat încercările efectuate, nu este pentoxidul de vanadiu, cum de fapt se prezintă cel mai adesea în literatura de specialitate, ci un amestec de decavanadat tetrasodic şi pentoxid de vanadiu cu conţinuturi variabile de sodiu în funcţie de pH-ul la care s-a efectuat hidroliza.

Procedeul direct de prelucrare a titano-magnetitelor se deosebeşte de procedeul clasic, prin aceea că, concentratul de magnetit vanadifer, rezultat după separarea magnetică, este mai întîi prelucrat în vederea obţinerii vanadiului şi numai după aceea reziduul feros devanadizat este recuperat pentru valorificarea fontei.

Astfel, după varianta finlandeză [8] a acestui procedeu, minereul de titano-magnetit este supus operaţiilor de preparare mecanică pentru obţinerea concentratului ilmenitic şi a concentratului de magnetit vanadifer (63 % Fe, 2,2 % TiO_2 şi cca. 1 % V_2O_5). Concentratul de magnetit este măcinat fin (0,15 mm) şi apoi după o bună omogenizare cu sulfat de sodiu este supus peletizării. Peletele obţinute sînt calcinate oxidant în cuptoare cu cuvă cu funcţionare continuă, unde sînt menţinute 12 h la temperatura de 1 200°C. În aceste condiţii sulfaţii sînt descompuşi, iar oxizii de sodiu reacţionează cu formare de vanadaţi solubili. Peletele evacuate din cuptor sînt răcite la temperaturi convenabile şi apoi leşiate cu apă prin percolare în contracurent. După leşiere, peletele sînt uscate şi apoi dirijate la topirea în furnal. Soluţiile de vanadaţi obţinute sînt prelucrate după procedeul expus anterior pentru obţinerea pentoxidului de vanadiu tehnic.

Uzinele MECSA din Transval — Africa de Sud prelucrează minereuri bogate de fier cu 50—55 % Fe, 10—12 % TiO_2, 5 % SiO_2, 1—2 % CaO, 1,2—1,75 %V_2O_5. Minereul obţinut din exploatarea minieră, fără a mai fi supus unei concentrări, este prelucrat direct pentru obţinerea vanadiului. Pentru aceasta, minereul brut se macină fin, se amestecă cu 8—10 % NaCl, după care se prăjeşte la 800—850°C, timp de o oră. Prăjitul este leşiat cu o soluţie de NH_3 pentru a obţine prin hidroliză un pentoxid de vanadiu sărac în alcalii (Na_2O, K_2O) [9].

Avantajul principal al procedeului direct constă în randamentul de recuperare al vanadiului în produsul finit de peste 90 %. Cercetări recente efectuate în U.R.S.S. [7] au arătat că acest procedeu poate fi aplicat avantajos, dacă concentratul de fier cu vanadiu îndeplineşte următoarele condiţii :

— Conţinutul de V_2O_5, în concentrat sau minereu, să fie mai mare de 1 %.

— Conţinuturile de elemente de gangă şi în special de SiO_2 să fie sub 2 %, iar de CaO, sub 1 %.

Această ultimă condiţie se referă în special la procedeul finlandez, care utilizează ca agent sodizant sulfatul de sodiu la temperaturi ridicate.

În limita în care aceste condiţii sînt respectate, prelucrarea directă a minereurilor de fier pentru vanadiu poate fi realizată tehnologic în mod economic, lucru dovedit de altfel de creşterea vertiginoasă a producţiei de V_2O_5 în Finlanda şi Africa de Sud, care dispun de minereuri cu o astfel de compoziţie.

În ceea ce priveşte tehnologia de extragere a vanadiului din minereuri de fier cu fosfor şi vanadiu, literatura de specialitate menţionează că această problemă este mai dificilă, datorită conţinutului de vanadiu mult mai scăzut şi în acelaşi timp datorită conţinutului ridicat de fosfor. Cu toate acestea, încă din 1930 mai întîi în U.R.S.S. apoi în Germaia [5], [10] s-au efectuat cercetări intense care au dus la elaborarea unor scheme de prelucrare a minereurilor de fier fosforoase pentru recuperarea vanadiului și organizarea, pe această bază, a producției de vanadiu.

După [6] producția de vanadiu în Germania în anii celui de-al doilea război mondial a depășit 2000 t/an, această cantitate fiind obținută în exclusivitate din acest tip de minereuri.

În prezent se cunosc, două procedee de recuperare a vanadiului din minereurile de fier cu fosfor și vanadiu: procedeul german și procedeul Poliacov. Comună ambelor procedee le este prelucrarea chimică a unor zgure prealabil îmbogățite fie pe cale pirometalurgică — procedeul german —, fie pe cale hidrometalurgică — procedeul Poliacov.

Procedeul german după [11] se mai folosește și în prezent pentru obținerea vanadiului în unele țări occidentale. La baza procedeului german stau aceleași principii ca și la procedeul clasic, cu singura deosebire că, în acest proces, din cauza conținutului scăzut în vanadiu, se utilizează o dublă topire în furnal și o dublă oxidare selectivă în convertizor.

Așa cum s-a arătat anterior, dubla topire în furnal și convertizor se face în scopul obținerii unei zgure bogate în vanadiu.

Zgura bogată obținută după a doua suflare în convertizor se prelucrează apoi după o tehnologie chimică asemănătoare celei descrise.

Metoda propusă de Poliacov constă din două părți distincte. Prima parte se referă la condițiile de topire și oxidare în furnal și convertizor, în scopul obținerii unor zgure vanadifere cît mai bogate și cu randamente cît mai mari posibile.

Astfel, pe baza unui studiu detaliat, Poliacov dovedește că într-adevăr și din minereuri sărace în vanadiu se pot obține zgure vanadifere destul de bogate. Pentru aceasta este necesară însă obținerea prealabilă a unor fonte cu conținuturi minime de siliciu, mangan, crom.

A doua parte a metodei Poliacov constă în îmbogățirea pe cale hidrometalurgică a zgurelor obținute, prin tratarea acestora într-o primă etapă cu soluții diluate de acid clorhidric (1 :6) și apoi, în a doua etapă, prin leșiere în mediu alcalin (10% Na_2CO_3).

La tratarea cu acid clorhidric, fosforul din zgura vanadiferă, care mineralogic este legat de silicați, trece în soluție, iar silicații sînt transformați în gel silicos care este solubilizat în soluții alcaline ca silicat de sodiu.

O dată cu aceste elemente, se mai dizolvă și alți oxizi, cum ar fi oxidul de calciu, de magneziu și de fier, legați în silicați sau liberi. Deoarece spinelul vanadifer este practic insolubil în acizi și baze, se obține o creștere substanțială a conținutului de V_2O_5 de la 4—5% la 15—25%. Un neajuns principal al acestei metode constă în faptul că pot fi prelucrate hidrometalurgic numai zgure cu un conținut de maximum 15% SiO_2.

BIBLIOGRAFIE

[1] Fersman A. E. *Geochimia vol. IV*. Moscova, Acad. U.R.S.S., 1939.

[2] Expres Informația. Țvetnaia Metallurghia, nr. 23, 1965.

[3] Mining Anual Review, iunie, 1964.

[4] *Stroie rezervî Capitalisticeskih stran.* Moscova, Metallurghizdat, 1963.

[5] Meerson G. A. și Zelikman A. N. *Metallurghia Redkih Metallov.* Moscova, Metallurghizdat, 1955.

[6] Poliakov A. I. *Bazele metalurgiei vanadiului.* București, Editura tehnică, 1959.

[7] Stal nr. 1, 1962.

[8] Chemical Abstract, noemb. 1957, 25.

[9] Mining World, vol. 18, nr. 9, 1956.

[10] Durer R. *Metalurgia feroaliajelor.* Verlag, Berlin, 1953.

[11] Kiefer R. *Vanadiu-Niobiu-Tantal. Die Metalurgiberegnemetale und Threbegirungen.* Bd. 18, Verlag, Berlin, 1953.

[12] Segărceanu T. *Culegere de lucrări.* ICECHIM, vol. IV, 1964.

[13] Stănciulescu Gh. și Avram C. *Posibilitățile de valorificare a vanadiului din minereu de la Căpuș.* Cercetări metalurgice, nr. 6, ICEM, 1961.

[14] Ion I. și Dalmanian Georgeta. *Studiul posibilităților de preparare a carbourilor din munții Droci.* Cercetări meralurgice și miniere, nr. 2, 1960.

[15] Ion I., Guran M. ș. a. *Studiul preparării minereurilor de fier de la Căpuș-Cluj.* Cercetări miniere (Anuar), vol. IV, 1961.

Influența regimului returului asupra indicatorilor procesului de aglomerare. Ravikovici I. M., Hudorojkov I. P., Bratcikov S. G., Maizel G. M. și Groșev M. Ia. Metallurg, nr. 8, 1965, p. 8—10.

În prezent, la fabricile de aglomerare din U.R.S.S. se extinde tot mai mult stabilizarea și clasarea aglomeratului, ceea ce duce la creșterea cantității de retur. Pînă nu de mult se considera că aceasta va determina o scădere a productivității benzilor de aglomerare, dar nu s-a ținut seamă de faptul că returul influențează în mod favorabil asupra productivității benzilor de aglomerare și asupra rezistenței aglomeratului.

La una din fabricile de aglomerare ale Combinatului metalurgic din Nijni-Taghil s-a montat o instalație pentru ciuruirea mecanică a aglomeratului după schema: banda de aglomerare — concasor cu valț — tranșee — depozit — macara — siloz — ciur — vagon. În urma ciuruirii mecanice cantitatea relativă de retur a crescut de la 44 la 54,8%. În aglomerat, cantitatea de fracții de 5—0 mm nu a depășit 5%.

Introducerea în amestecul de aglomerare a unei cantități suplimentare de 10% retur a fost urmată de scăderea cantității de retur de la 54,8 la 48,4%, datorită intensificării procesului și îmbunătățirii calității aglomeratului. Deci, cantitatea de retur a devenit numai cu 4,4% mai mare decît înainte de punerea la punct a clasării (ciuruirii).

Practica de o jumătate de an în ceea ce privește clasarea arată că cheltuielile legate de această operație se cifrează la circa 40 copeici la tona de aglomerat.

Introducerea aglomeratului ciuruit în încărcătura furnalului, în proporție de 20%, a determinat o creștere cu 12% a productivității furnalului și o micșorare cu 0,6% a consumului specific de cocs.

Pentru a se studia influența regimului returului asupra indicatorilor procesului de aglomerare în condițiile stabilizării parțiale și ciuruirii mecanice a aglomeratului în condiții industriale s-au folosit diferite tipuri de amestecuri de aglomerare, conținînd 20—50% retur. Bazicitatea aglomeratului a fost de 1,2, iar consumul de combustibil, de 3,6—3,8%.

Cercetările efectuate la fabrica de aglomerare au arătat că între granulația returului și cantitatea de carbon pe care acesta îl conține există o strînsă legătură. Experiența arată că returul cel mai bun este acela care conține cel mult 0,7% carbon. Această limită corespunde unui conținut de 15—25% fracții de 3—0 mm în retur.

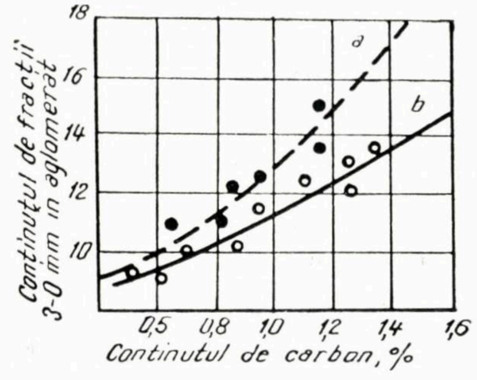


Fig. 1

S-a constatat că rezistența aglomeratului depinde de conținutul de carbon al returului (fig. 1: *a* — în cazul amestecurilor măcinate fin; *b* — în cazul amestecurilor cu granulație mare).

Scăderea rezistenței aglomeratului o dată cu creşterea conținutului de carbon în retur se explică prin faptul că returul cu conținut ridicat de carbon nu poate constitui centre în jurul cărora se formează aglomeratul şi de aceea în aglomerat rămîn mai multe regiuni nesinterizate, care-i slăbesc rezistența. În plus, la aceasta mai contribuie şi segregarea amestecului de aglomerare în cursul aşezării lui pe bandă.

În concluzie, calitatea returului influențează în mare măsură rezistența aglomeratului. Din acest punct de vedere, calități optime are returul cu granulația de cel mult 15 mm. Cantitatea de fracții de 3—0 mm nu trebuie să depăşească 15%, în cazul amestecurilor fine, şi 25%, în cazul amestecurilor cu granulație mare .

Studiul zonei oxidante din furnal în cazul îmbogățirii aerului cu oxigen (pînă la 35% O_2) şi al folosirii gazului metan.

Korşikov G.V., Voronov Iu. G., Țeitlin M. A., Kiaşko Iu. M., Gorohov A. S. şi Sekacev M. A. Stal, nr. 9, 1965, p. 781—790.

În zona oxidantă a furnalului, aflată în fața gurilor de aer, au loc o serie de procese complexe, al căror studiu direct este foarte dificil. Din acest motiv, pînă în prezent nu s-a reuşit să se ajungă la o părere unanimă în legătură cu interdependența dintre zona de ardere şi mersul furnalului. Situația se complică şi mai mult în cazul cînd alături de aer se suflă în furnal oxigen şi gaz metan sau alți combustibili.

În scopul aducerii unei contribuții la elucidarea acestei probleme s-au efectuat o serie de experiențe la un furnal de 930 m³, prevăzut cu 16 guri de aer, cu diametrul de 150 mm. Furnalul a lucrat cu presiune normală la gura de încărcare şi a produs, în perioada efectuării încercărilor, atît fontă de afinare, cît şi fontă de turnătorie. Prin gurile de aer s-a introdus gaz metan în proporție de 4—8% față de cantitatea de aer, iar aerul a fost îmbogățit cu oxigen pînă la un conținut de 23 — 35% O_2. Încărcătura a constat din aglomerat autofondant (30—100%) limonită, sideritä cu steril aluminos şi cu conținut ridicat de apă, minereu de Krivoi Rog, calcar şi dolomită.

Compoziția granulometrică a aglomeratului a fost următoarea :

Mărimea, mm	> 35	25—10	10—5	< 5
Conținutul, %	8,5—11,7	44,7—49,8	24,1—29,9	

Compoziția chimică a cocsului a fost (%) :

Cenuşă	Sulf	Volatile	Umiditate
9,43—9,70	1,72—1,91	1,03—1,16	1,55—2,3

O încărcătură de cocs a cîntărit 3,9—4,3 t. Schema de încărcare a fost n Cocs Min_2 Cocs$\downarrow$ m $Cocs_2$ Min 2$\downarrow$ (n a fost cuprins între 3 şi 5, iar m, între 5 şi 3). Distanța de la gura de încărcare pînă la suprafața încărcăturii a fost de 1,75 m.

Datele obținute cu ocazia încărcărilor permit să se tragă următoarele concluzii :

Gazul metan nu se repartizează uniform în jetul de aer. Acest lucru se explică prin diferența prea mică de presiune dintre aer şi gazul metan, prin slaba participare a jetului de aer la procesul de amestecare a gazului cu aerul şi prin distanța redusă pe care are loc amestecarea. De aceea la început gazul metan formează nişte „pungi" şi numai la distanță egală cu cîteva diametre ale gurilor de aer aceste „pungi" se fracționează în altele mai mici. Distanța la care gazul metan dispare complet depinde de temperatura aerului şi de cantitatea de gaz metan, raportată la cantitatea de aer.

Una din particularitățile cele mai însemnate ale compoziției fazei gazoase în zona oxidantă, în cazul folosirii oxigenului şi a gazului metan, este aspectul şi poziția curbei oxidului de carbon. În mod obişnuit această curbă trece mai jos de curba bioxidului de carbon şi numai la capătul zonei oxidante intersectează curba pentru CO_2. În cazul folosirii gazului metan se constată contrariul , şi anume, că pe toată întinderea zonei de ardere curba pentru CO trece pe deasupra curbei pentru CO_2. Deci introducerea gazului metan atrage după sine creşterea conținutului de CO în zona oxidantă. Curba oxidului de carbon este aproape paralelă cu abscisa, dar cu creşterea conținutului de oxigen în aer ea devine mai abruptă şi cu inflexiune. Totodată s-a observat că înainte de a începe să urce, curbele pentru CO şi H_2 coboară brusc. Acest lucru se explică prin desfăşurarea unor reacții secundare cu participarea cocsului. În acest fel, pe baza inflexiunilor curbelor pentru CO şi H_2, se poate stabili zona în care are loc o coborîre mai intensă a cocsului şi a altor materiale.

Temperatura în diferitele puncte ale creuzetului depinde de caracteristicile aerului suflat (obişnuit, îmbogățit cu oxigen, cu adaos de metan etc.) şi de o serie de alți factori. La elaborarea unui anumit tip de fontă, temperatura maximă este cu atît mai mare, cu cît este mai ridicată temperatura teoretică de ardere. În cursul încercărilor temperatura maximă în zona oxidantă a variat între 1 690 şi 2 270°C. Temperatura maximă în afara limitelor zonei oxidante (la distanța de 2 800 mm de la gura de aer) a fost de 1 260°C. Acest lucru se explică prin permeabilitatea scăzută a încărcăturii în zona centrală a furnalului. În general valorile temperaturii şi repartizarea acesteia în creuzet nu au diferit de cele constatate în mod obişnuit sau în cazul îmbogățirii aerului cu oxigen.

Datele obținute cu privire la lungimea zonei oxidante au fost foarte diferite (tabela 1). În orice caz se poate trage con-

Tabela 1

Indicatorii	1 IX	18 IX	23 V	14 VII	15 VII	23 VII	24 VII
Coeficientul de utilizare a volumului util	0,735	0,926	0,918	0,648	0,683	0,597	0,579
Consumul de aer, m³/min	1 630	1 500	1 540	1 540	1 540	1 600	948
Conținutul de oxigen în aer, %	26,0	24,0	24,0	31,8	30,5	30,5	35,0
Consumul de gaz metan, %	4,10	4,45	4,95	7,57	7,57	7,81	8,86
Temperatura aerului, °C	850	800	850	940	920	920	920
Umiditatea aerului, g/m³	30	25	20	20	18	18	22
Presiunea, at	1,22	1,03	1,12	1,2	1,23	1,3	1,28
Lungimea zonei oxidante, mm :							
după 0% O_2	100	550	2 000	200	0	—100	0
1% O_2	0	400	—	0	—60	—120	—30
2% O_2	—50	380	280	—20	—100	—160	—50
2% CO_2	560	800	850	700	600	780	500
Temperatura teoretică de ardere, °C	1 954	1 910	1 942	2 091	2 086	2 151	2 254
Temperatura maximă măsurată, °C	1 750	—	—	—	2 000	—	2 250
Consumul de cocs, kg/t fontă	676	624	861	552	556	536	534
Conținutul de fier în partea feroasă a încărcăturii, %	50,85	49,79	50,07	51,48	51,49	50,64	49,96

cluzia că, şi în cazul suflării oxigenului împreună cu gazul metan, lungimea zonei oxidante poate fi reglată prin metodele obişnuite: modificarea energiei cinetice a jetului de aer şi reglarea mersului furnalului, prin modificarea schemei de încărcare.

În tabela 1 sînt prezentaţi cîţiva indicatori ai furnalului, realizaţi în timpul încercărilor.

Solubilitatea sulfului în fierul de puritate înaltă. Changeort J. şi Talbot Besnard S. Comptes Rendus, vol. 258, 1964, p. 907–910.

Un studiu metalografic anterior, efectuat pe epruvete de fier de diferite purităţi supuse la diverse tratamente de sulfurare şi de recoacere pentru difuziune, a arătat că în fierul mai puţin pur sînt prezente numeroase particule de sulfură de fier, în timp ce în fierul de puritate avansată sulfurile au lipsit complet.

O tehnică specială de analiză radiochimică a pus în evidenţă faptul că în fierul foarte pur poate difuza o mică cantitate de sulf. Metoda de analiză constă în: iradierea timp de 150 h a unui eşantion de fier, separarea chimică a sulfului şi compararea activităţii acestuia cu a unui etalon iradiat în aceleaşi condiţii. Sulful este precipitat ca $BaSO_4$. Înainte de măsurarea activităţii sulfului se verifica la spectrometru γ absenţa totală a oricărui element activ (fier, cobalt, crom, antimoniu).

Valorile conţinutului de sulf, determinate pentru fierul foarte pur, rămîn cu mult sub valoarea oricărei limite de solubilitate stabilită pînă în prezent pentru fierul alfa. Explicaţia este legată de faptul că puritatea fierului cu care s-a lucrat este foarte mare.

Studiul proprietăţilor mecanice, efectuat pe fier Armco, fier electrolitic şi fier purificat prin topire zonară, a pus în evidenţă creşterea limitei elastice σ_e şi micşorarea alungirii în prezenţa sulfului dizolvat.

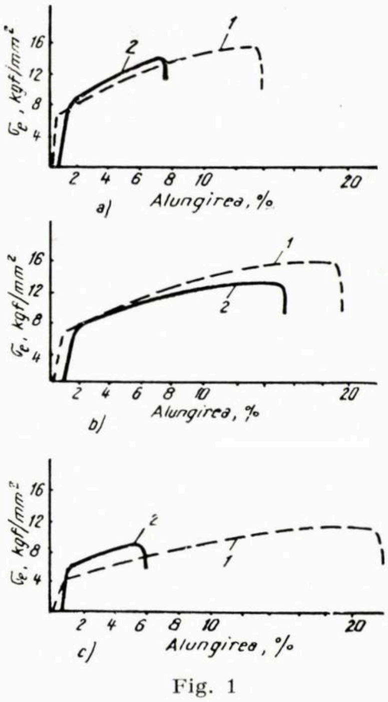


Fig. 1

Variaţia proprietăţilor mecanice este mai importantă în cazul fierului foarte pur atunci cînd conţine mici cantităţi de sulf, decît în cazul fierului mai impur, cu un conţinut mai mare de sulf.

În figura 1 se arată curbele rezistenţă — deformare pentru: fier Armco (fig. 1, *a*), fier electrolitic (fig. 1, *b*) şi fier purificat pentru topire zonară (fig. 1, *c*: *1* — stare recoaptă; *2* — nerecoaptă).

Se confirmă astfel că o mică cantitate de impuritate, introdusă în reţeaua unui metal pur, modifică brusc proprietăţile mecanice ale acestuia cu atît mai pronunţat, cu cît puritatea metalului este mai mare.

În cazul fierului de mare puritate, pătrunderea unei mici cantităţi de sulf în reţeaua cristalină a acestuia provoacă variaţii mai mari de 100%, pentru limita elastică, şi mai mari de 60%, pentru alungire.

Punerea la punct a unei metode de determinare a adîncimii de călire pentru viteze mici de răcire (pînă la 500°C/h). Maznier G. Circulaire d'informations techniques, nr. 7–8, 1965.

Determinarea adîncimii de călire prin metoda răcirii frontale (metoda Jominy) se aplică la oţelurile cu pătrundere de călire mică sau medie din cauza vitezelor de răcire care sînt mai mari de 10 000°C/h. Pentru a realiza o gamă de viteze de răcire cuprinse între 300 000 şi 500°C/h (la 700°C) s-a pus la punct metoda S.F.A.C. de determinare a adîncimii de călire.

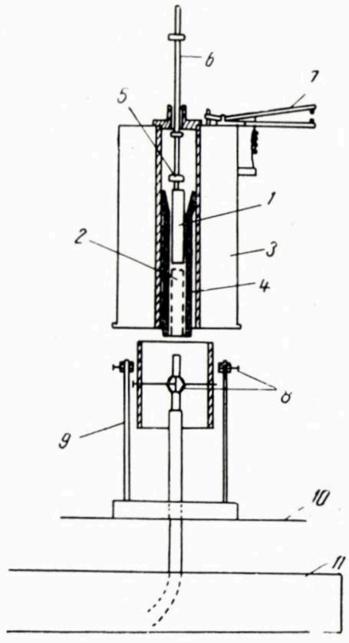


Fig. 1

S-a lucrat cu epruvete de 20 mm diametru şi 150 mm lungime; acestea trebuie să fie prelucrate dintr-o bară suficient de omogenă şi fără decarburare superficială. S-a folosit cuptorul întrebuinţat în mod obişnuit pentru determinarea adîncimii de călire prin metoda răcirii frontale. Modul de lucru este următorul: prelucrarea epruvetei; aşezarea epruvetei în cuptorul rece; reglarea jetului de apă după sistemul metodei răcirii frontale; verificarea zonei izoterme cu ±10° C (reglarea eventuală cu cele 3 reostate); încălzirea epruvetei — egalizare şi menţinere; călirea epruvetei care cuprinde 3 operaţii simultan în mai puţin de 3 s, şi anume: oprirea încălzirii cuptorului, coborîrea epruvetei în poziţie de călire, deschiderea jetului de apă; scoaterea epruvetei după 3 ore de călire, ceea ce corespunde unei temperaturi maxime de 200°C; prelucrarea a 4 feţe plane la 90°, avînd cîte 2 mm adîncime; măsurarea durităţii în lungul generatoarelor la distanţe cunoscute de extremitatea călită. În figura 1 (*1* — epruvetă; *2* — poziţia epruvetei în timpul călirii; *3* — cuptor vertical; *4* — ghidajul epruvetei; *5* — ghidajul epruvetei; *6* — tija suport; *7* — sistem de reglare; *8* — reglarea în înălţime, în raport cu epruveta; *9* — dispozitiv de călire; *10* — planul suportului; *11* — bac de evacuare) este arătată aparatura întrebuinţată pentru determinarea adîncimii de călire după metoda S.F.A.C.

Determinarea vitezelor de răcire s-a efectuat cu o epruvetă din oţel austenitic; pentru măsurarea temperaturii s-au folosit 5 termocuple aşezate în epruvetă la diferite distanţe. Rezultatele au arătat că metoda S.F.A.C. permite realizarea unor viteze de 500°C/h, avînd totodată un gradient acceptabil pentru viteze superioare valorii de 10^4°C/h.

Metoda a fost experimentată pe mai multe oţeluri cu diferite pătrunderi de călire (oţeluri Si-Mn; Mn-Cr; Si-Mn-A), constatîndu-se o bună concordanţă cu valorile obţinute prin metoda răcirii frontale. Diferenţa între cele două metode este mai mică de 5 unităţi Rockwell C sau 50 unităţi Vickers.

Metoda S.F.A.C. poate fi folosită cu succes pentru orice studiu sau control care necesită viteze de răcire pînă la 500°C/h la 700°C ceea ce echivalează cu normalizarea unei bare de 150 mm sau a unei table de 80 mm grosime. Pentru călirile în apă sau ulei nu se poate reproduce riguros decît răcirea relativă axei barelor cu diametre mai mici de 100 mm sau jumătate din grosimea tablelor de grosime sub 60 mm. Metoda prezintă însă neajunsul de a face să intervină caracteristicile cuptorului care condiţionează răcirea epruvetei.

Caracteristicile transformării la răcire continuă ale unor oţeluri slab aliate. Tatsurö Kunitoke şi Takayasu Okedo. Tetsu-to-hogané. Overseas, vol. 5, nr. 1, 1965, p. 27–33.

Diagramele transformării austenitei la răcire continuă au fost determinate în vederea obţinerii informaţiilor de bază necesare tratamentului termic al unor piese forjate în cantitate mare, cum sînt rotoarele şi axele. În acest scop au fost studiate patru oţeluri slab aliate. Caracteristicile acestora au fost comparate cu ale altor 16 oţeluri similare, publicate în literatura de specialitate.

Compoziţia chimică şi punctele critice ale oţelurilor cercetate se dau în tabela 1.

Transformările au fost determinate dilatometric, iar rezultatele au fost completate prin analize microstructurale ale unor probe special tratate. Cantitatea de austenită reziduală s-a determinat cu raze X.

În figura 1 se dau diagramele transformării la răcire continuă pentru oţelurile cercetate (*a*—oţelul A; *b*—oţelul B; *c* — oţelul C; *d* — oţelul D).

Tabela 1

Notaţia	Tipul oţelului	Compoziţia chimică, %									Ac_1-Ac_3 °C
		C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	V	
A	2Ni—3Cr— —0,7 Mo	0,32	0,35	0,42	0,031	0,027	1,99	2,94	0,67	0,05	742—823
B		0,27	0,25	0,30	0,030	0,024	1,98	2,92	0,67	0,05	749—837
C	3Cr—0,7 Mo— —0,15 V	0,31	0,25	0,53	0,030	0,024	0,09	2,87	0,65	0,16	799—867
D	3,5 Ni—0,6 Mo —0,15 V	0,33	0,28	0,70	0,035	0,026	3,54	0,10	0,56	0,14	681—803

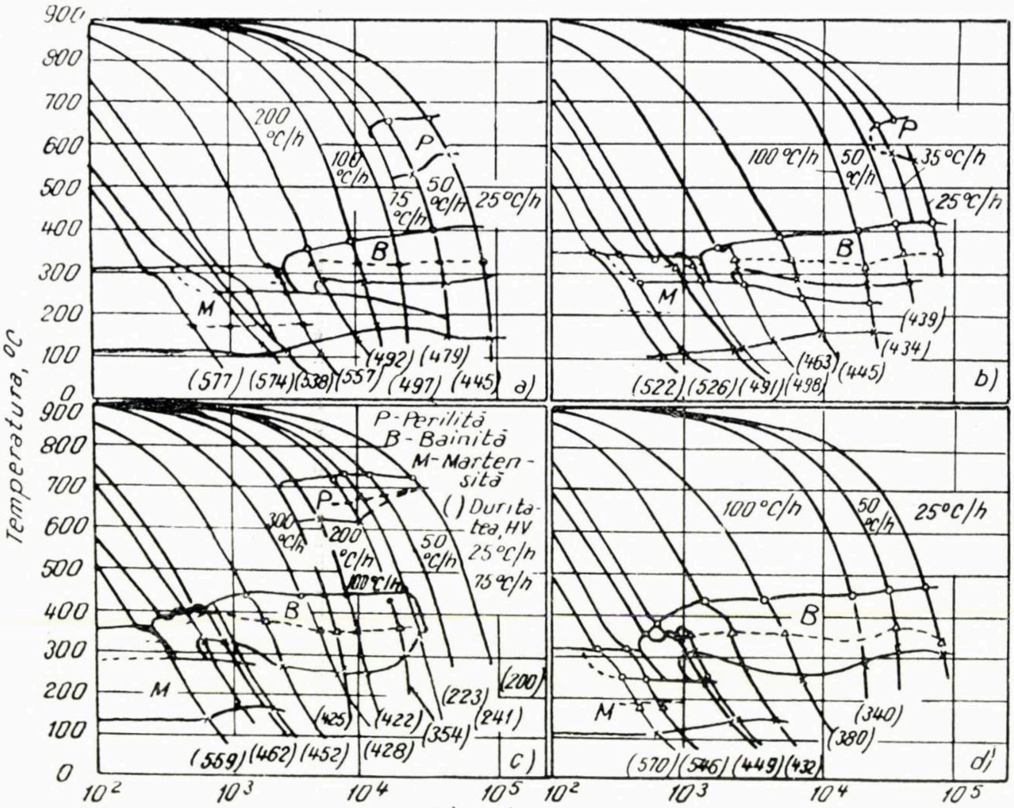


Fig. 1

În tabela 2 se prezintă datele privind poziția punctelor B_s (temperatura maximă de formare a bainitei), M_s și timpii critici de răcire (timpii de răcire de la 800 la 500°C, s) pentru formarea bainitei și a perlitei.

Tabela 2

Oțelul	Elementele principale de aliere, %					M_s, °C	B_s, °C	Timpul critic de răcire (de la 800 la 500 °C), s	
	C	Ni	Cr	Mo	V			bainită	perlită
A	0,32	2	3	0,7	—	309	390	1 150	14 400
B	0,27	2	3	0,7	—	339	420	535	24 000
C	0,31	—	3	0,7	0,15	356	445	105	3 600
D	0,33	3,5	—	0,6	0,15	320	475	175	>43 500

Timpul critic de răcire pentru formarea perlitei este sensibil mărit de nichel, pe cînd formarea bainitei este întîrziată de creșterea conținutului de carbon și de prezența vanadiului. Carbonul în același timp micșorează timpul critic pentru formarea perlitei.

La aceste oțeluri, s-au constatat diferențe mai mari, în ce privește viteza critică de răcire, la formarea perlitei decît la formarea bainitei. În ce privește microstructura, la temperaturi mai ridicate (B_s mai mare) se formează microstructuri mai grosiere și cu durități mai scăzute. Nichelul determină formarea bainitei la temperaturi ridicate, pe cînd cromul coboară punctul B_s. Cu cît cantitatea de bainită formată crește, cu atît crește și cantitatea de austenită reziduală.

Datele obținute au fost discutate în legătură cu caracteristici similare obținute pentru alte oțeluri slab aliate.

Vitezele critice de răcire pentru formarea bainitei și perlitei la oțelurile cu conținut ridicat de elemente de aliere nu se pot aprecia din diametrele critice ideale calculate, ca la oțelurile cu conținut mai redus de elemente de aliere. Pentru oțelurile cu viteza critică de formare a perlitei de același ordin, se constată diferențe serioase între valorile vitezelor critice de formare a bainitei.

Nitrurarea oțelurilor austenitice. Nikonorova A. I. și Florensova F. R. Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metallov, nr. 10, 1965, p. 16—18.

Prezintă interes pentru unele piese pentru dispozitive fine și instrumente, care trebuie să aibă o bună rezistență la uzură și să nu fie magnetice. Nitrurarea oțelurilor austenitice se poate efectua numai în anumite limite, deoarece azotul mărește proprietățile magnetice ale acestor oțeluri (după unele cercetări susceptibilitatea magnetică este ridicată pînă la 1,5—1,7 Gs/Oe).

În vederea asigurării obținerii stratului nitrurat cu proprietăți paramagnetice, s-au cercetat oțelurile din tabela 1.

Tabela 1

Marca oțelului	Compoziția chimică, %				
	C	Si	Mn	Ni	Cr
OH20N4AG10*	0,065	0,29	10,7	4,95	19,1
2H18N9	0,18	0,44	0,7	9,35	18,4
EI395**	0,08	0,58	1,40	24,7	16,47
EI702***	0,05	0,51	1,0	35,4	12,86

Obs : * — 0,45%N ; ** — 6,1%Mo ; *** — 1,26%Al ; 2,75%Ti.

Nitrurarea s-a efectuat la 560 ; 600 și 650°C, timp de 48 și 72 h, în amoniac și clorură de amoniu (1 g $ClNH_4$ la 10 l ; gradul de disociere a amoniacului : 35—45%). După nitrurare s-au determinat proprietățile ale căror valori sînt reproduse în tabela 2 (nitrurare la 560°C—48 h). Proprietățile magnetice au fost măsurate pe probe cilindrice cu diametrul de 5 mm și lungimea de 60 mm, în cîmp de 550 Oe, prin metoda balistică. În stratul nitrurat s-au constatat nitrurile : Fe_4N, $(Fe, Mn)_4N$, Cr_2N, $(Cr, Mn)_2N$.

În adîncimea stratului nitrurat cantitatea de nitruri s-a micșorat , iar cantitatea de fază γ s-a mărit. Numai în oțelul 2H18N9 s-a observat faza α, și anume, după prelucrarea mecanică, înainte de nitrurare.

Creșterea proprietăților magnetice a fost determinată de apariția nitrurilor magnetice Fe_4N, $(Fe, Mn)_4$ N și Cr_2N. Pentru reducerea acestor proprietăți, se poate recurge la o operație de tratament termic numai în cazul oțelului OH20N4AG10, și anume, o încălzire peste 750°C (permeabilitatea acestui oțel s-a redus la 1,05 Gs/Oe). După încălzirea la 800°C, nitrurile feromagnetice $(Fe, Mn)_4N$ și $(Cr, Mn)_2N$ au dispărut și au apărut compușii paramagnetici Mn_2N și CrN. Încălzirea pînă la 820°C reduce duritatea oțelului la 820 HV. Cea mai bună combinație de proprietăți mecanice și magnetice se obține după menținerea stratului nitrurat al oțelului OH20N4AG10 la 800—850°C.

După această operație de tratament termic, adîncimea stratului nitrurat este de 0,20—0,30 cm, duritatea sa este de 820—850 HV, iar permeabilitatea magnetică nu este mai mare de 1,05 Gs/Oe.

Tabela 2

Marca oțelului	Adîncimea stratului nitrurat	HV	Permeabilitatea magnetică, Gs/Oe		
			Înainte de nitrurare	După nitrurare	După nitrurare profundă
OH20N4AG10	0,20—0,21	1 027—1 171	1,00169 1,00223 1,00188	1,55 1,58 1,53	7
2H18N9	0,19—0,20	857—1 027	1,00875 1,00720 1,00779	1,845 1,880 1,948	13
EI395	0,07—0,08	927— 966	1,00445 1,00390 1,00445	1,331 1,420 1,525	—
EI702	0,07—0,08	929—1 027	1,0054 1,0081 1,0081	1,77 1,885 1,81	23

Alegerea oțelului potrivit pentru emailare. Kopchak M. C. Metal Progress, vol. 87, nr. 3, 1965, p. 109–118.

Începînd cu însușirea oțelurilor extramoi sau a oțelurilor decarburate, în prezent se utilizează șapte oțeluri potrivite pentru emailare, prezentate în tabela 1.

Tabela 1

Felul oțelului	Compoziția, %			
	C	Mn	P	S
Oțel necalmat, laminat la rece	0,08	0,35	0,010	0,030
Oțel pentru emailare :				
cu conținut scăzut de mangan ;	0,03	0,08	0,010	0,030
cu conținut ridicat de mangan	0,03	0,16	0,010	0,030
Oțel decarburat :				
cu conținut scăzut de mangan ;	0,003	0,16	0,010	0,030
cu conținut ridicat de mangan ;	0,003	0,35	0,010	0,030
cu conținut ridicat de fosfor	0,003	0,35	0,030	0,030
Oțel stabilizat cu titan (0,28 % Ti)	0,05	0,30	0,010	0,030

Oțelul moale necalmat, laminat la rece, se utilizează pentru emailarea în două straturi, în domenii restrînse. Din cauza conținutului de carbon mai ridicat (0,08 %) poate duce la dificultăți în procesul de emailare, nefiind recomandat în general acolo unde se folosesc temperaturi de încălzire ridicate. Oțelul laminat la rece, complet calmat cu aluminiu, nu este potrivit pentru emailare.

Oțelurile pentru emailare, cu conținut scăzut și ridicat de mangan, se aleg numai pentru emailare în două straturi. O creștere ușoară în conținutul de mangan face materialul mai tenace și potrivit pentru ambutisare adîncă.

Oțelul decarburat sau extramoale se obține prin decarburarea oțelului necalmat, laminat la rece într-un cuptor de recoacere a colacilor de benzi cu interstiții între spire. Aceasta face ca oțelul să fie potrivit pentru emailare într-un singur strat sau cu două straturi. Oțelurile cu conținut mai scăzut de mangan și mai ridicat de fosfor sînt produse pentru a satisface cerințe speciale de decapare și fabricație în uzinele de emailare.

În oțelul stabilizat cu titan, conținutul de titan, egal cu de cinci ori conținutul de carbon, stabilizează carbonul sub formă de carburi de titan, făcînd oțelul potrivit pentru emailare într-un singur strat sau în două straturi.

Oțelul laminat la rece se obține din colacii laminați la cald printr-o decapare și o reducere ulterioară la rece cu 40–60 %, pe un laminor cu cajele în tandem. Tratamentul termic constă din menținerea timp de 15–20 h a colacilor ecruisați la temperatura de 650–700°C.

Conținutul mai scăzut de carbon și de mangan în oțelul pentru emailare cere ca acest oțel să fie normalizat sau tratat la temperaturi de peste 925°C pentru a iniția recristalizarea și creșterea grăunților. Acest tratament se poate aplica tablelor și colacilor. Tablele se încălzesc individual peste 925°C timp de 3–5 min, după care se răcesc încet în aer și se decapează. Benzile în formă de colaci se desfășoară și se introduc într-un cuptor continuu, în care se încălzesc la 1 040°C, menținîndu-se 3–5 min într-o atmosferă neutră. Înainte de reînfășurare, banda se decapează în linie. Aceasta necesită răcirea benzii la temperatura ambiantă înainte de înfășurare.

În unele cazuri în care se cere un oțel mai ductil decît acela obținut prin tratamentul de mai sus, tablele și benzile se recoc la temperatură joasă după normalizare pentru a realiza o detensionare și a îmbunătăți ambutisabilitatea.

În procesul de decarburare, colacii cu spirele distanțate între ele se încălzesc pînă la temperatura de 700°C, într-o atmosferă inertă. La această temperatură se introduc vapori de apă într-o atmosferă conținînd hidrogen și azot. Menținînd timp de 6–8 h oțelul la această temperatură, se obține un produs ductil, cu un conținut de carbon sub 0,010 %. Acest proces de decarburare, stabilit în ultimii doi ani, a fost modificat pentru a îmbunătăți produsul printr-o recoacere înainte de decarburare. Esențială pentru oțelul cu conținut scăzut de mangan și necesară pentru oțelul cu conținut ridicat de fosfor, tehnica îmbunătățită constă în a menține benzile, în colaci cu spirele distanțate, timp de cîteva ore, la temperatura de recoacere (680–690°C) înainte de operația de decarburare. În felul acesta, recristalizarea și creșterea grăunților este inițiată în timp ce oțelul are un conținut de carbon mai ridicat.

În tabela 2 se prezintă proprietățile mecanice tipice ale oțelurilor destinate emailării la diferite tratamente termice.

Oțelul stabilizat cu titan are excelente proprietăți, care se mențin constante pe perioade de timp îndelungate.

În vederea aprecierii oțelurilor destinate pentru emailare sînt de examinat încă trei proprietăți privind cerințele de fabricație sau de utilizare : pierderile la decapare, deformarea la temperaturi înalte și creșterea critică a grăunților. Alte caracteristici la emailare, cum sînt aderența, aspectul, rezistența la apariția „solzilor de pește" și așchieri, sînt calități importante ale produselor care pot fi stabilite numai prin încercări în uzinele de emailare.

Tabela 2

Felul oțelului	Tratamentul termic	Duritatea, HRB	Rezistența la tracțiune, kgf/mm²	Limita de curgere, kgf/mm²	Alungirea, %	Indicele Olsen, mm
Oțel necalmat, laminat la rece	recopt	44	31,5	17,5	40	10,7
Oțel pentru emailare :						
cu conținut scăzut de mangan ;	normalizat	38	30	18,2	36	9,7
cu conținut ridicat de mangan	normalizat, recopt	36	29,4	16,8	38	9,9
Oțel decarburat :						
cu conținut scăzut de mangan ;	recopt, decarburat	38	29,4	16,8	40	10,2
cu conținut ridicat de mangan ;	normalizat, decarburat	38	30	18,2	39	10,4
cu conținut ridicat de fosfor	normalizat, decarburat	48	33,6	22,4	36	9,2
Oțel stabilizat cu titan	normalizat	48	32	16,8	38	10,7

Observație : Oțelurile sînt în stare dresată, grosimea 0,93 mm.

Studiul carburilor formate în timpul călirii și revenirii aliajelor Fe–C–Mo conținînd 2–4% Mo și maximum 0,5% Cr.

Entringer M. și Bigot R. Comptes Rendus, vol. 258, 1964, p. 578–580.

Au fost efectuate cercetări pe aliaje ternare Fe–C–Mo obținute prin topire și turnare în vid, într-un cuptor cu inducție. Ca materii prime s-au folosit comprimate sinterizate din fier carbonil, carbon obținut prin calcinare de zaharoză pură și molibden.

Au fost preparate patru aliaje a căror compoziție chimică este cuprinsă în tabela 1.

Tabela 1

Elementul	Aliajul			
	A	B	C	D
% C	0,158	0,482	0,150	0,407
% Bo	2,02	2,04	2,47	2,84

Aliajele au fost omogenizate în domeniul γ, prin recoacere la 1 200°C, timp de 30 min, iar apoi au fost călite sau călite și revenite.

Examinarea la microscop a aliajelor călite pune în evidență existența unor zone cenușii sau negre și a unor zone albe.

Zonele cenușii sînt constituite din martensită parțial descompusă în carbura lui Hägg care este foarte fină și a rezultat în cursul călirii. În aliajele care au un conținut de carbon mai mare de 0,5%, această carbură nu se formează în timpul călirii ci numai în cursul unei reveniri la temperaturi pînă la 450°C.

Zonele albe constau din ferită suprasaturată în carbon și în molibden. Conturul acestor zone sînt marcate de carburi foarte fine.

Revenirea la temperaturi mai mici de 450°C completează carbura lui Hägg în zonele martensitice și provoacă precipitarea unor lamele grosolane din aceeași carbură în zonele feritice.

Între 450 și 500°C, carbura Hägg, ambele forme, se redizolvă în masa feritică, din care apoi precipită ace fine de Mo_2C.

La temperaturi mai mari de 600°C, aceste ace se globulizează.

Peste 750°C, se formează o carbură mixtă, de formă globulară, care substituie carbura Mo_2C.

Nu s-a observat în nici un caz carburi de tipul ε și nici carburi complexe. De asemenea, cementita nu apare decît în aliajele cu un conținut mic de carbon și de molibden.

Deci, molibdenul este un stabilizator al carburii Hägg și în același timp deplasează domeniul de stabilitate a carburilor de fier către temperaturi ridicate.

Evoluția carburilor formate în cursul revenirii poate fi privită ca rezultatul unui schimb de atomi de fier și de molibden între carburi și masa metalică : la temperatură joasă se observă carburi de tipul carburii de fier, între 600 și 700°C, carburi de tipul carburii de molibden, și la temperaturi mai mari de 750°C, carburi mixte.

Este de remarcat că identificarea carburilor fine nu este posibilă decît la microscopul electronic și cu ajutorul difracției de electroni, în timp ce identificarea carburilor mixte, de formă globulară, se poate realiza prin difracție în raze X.

Surse de căldură de mare capacitate, cu fascicol de electroni, folosite în tehnică.

Dietrich W. Stahl und Eisen. 85, nr. 15, iul. 1965, p. 917–922.

În ultimii ani s-au făcut progrese însemnate în domeniul încălzirii unor materiale cu ajutorul fascicolelor de electroni, care prezintă unele avantaje, cum sînt :

— transportul energiei de la sursă la obiectul încălzit se efectuează fără un purtător de căldură ;

— energia termică poate fi concentrată cu exactitate în locul unde este necesară încălzirea materialului ;

— încălzirea efectuîndu-se în vid, materialul nu se impurifică și nu se oxidează.

Ca sursă de electroni se utilizează un catod incandescent, format din sîrmă de wolfram, iar pentru accelerarea electronilor emiși se folosește un anod cu o deschidere prin care electronii trec cu viteză ridicată spre obiectul supus încălzirii. Instalația cuprinde în general și electrozi, precum și bobine electromagnetice pentru concentrarea sau devierea în direcția dorită a fascicolului. În cazul în care diferența de potențial între catod și anod este de 20 kV, viteza electronilor la ieșirea din deschiderea anodului este de 85 000 km/s. În materialul supus încălzirii, electronii pătrund pînă la o adîncime de cîțiva microni ; prin frînarea lor, energia cinetică se transformă în căldură, pierderea de căldură – prin raze Roentgen – fiind de numai 1%.

Au fost realizate pînă în prezent 4 tipuri de instalații de încălzire cu fascicol de electroni :

1. Instalații cu fascicol circular și catod apropiat de electrodul supus topirii ; datorită distanței mici nu este necesar anodul de accelerare, funcțiunea acestuia fiind îndeplinită chiar de electrodul care se topește.

2. Instalații cu fascicol circular și catod depărtat, care cuprind și anozi pentru accelerare și o bobină pentru concentrarea fascicolului.

3. Instalații cu mai multe fascicole de formă plană. În cazul instalațiilor cu 3 surse, acestea sînt amplasate la 120° în jurul unui creuzet.

4. Instalații cu unul sau mai multe fascicole liniare. „Tunul" de electroni este format dintr-un catod auxiliar, care emite electroni asupra catodului propriu-zis. Acesta, încălzindu-se, emite la rîndul lui electroni, care fiind accelerați cu ajutorul anodului, trec printr-o țeavă de conducere prevăzută cu bobine electromagnetice. Instalații de acest fel sînt folosite în special pentru topirea metalelor și au o capacitate pînă la 1 000 kW. Tensiunea folosită pentru accelerarea electronilor este de 12–25 kV.

De asemenea, se folosesc instalații de încălzire cu electroni pentru vaporizarea metalelor folosite pentru acoperirea benzilor de oțel. S-a realizat o instalație pentru acoperirea cu aluminiu a unei benzi de oțel, la o viteză de 500 m/min a benzii.

A fost construită o instalație pilot pentru recoacerea benzilor de oțel. Folosind surse de electroni și fascicole plane, pentru recoacerea unei benzi cu o lățime de 1 m și o grosime de 1 mm, la o temperatură de 1 000°C, banda avînd o viteză de 60 m/min (30 t/h), sînt necesare 12 surse de fascicole de cîte 500 kW fiecare.

Au fost efectuate cercetări în legătură cu construirea unor cuptoare de recoacere la care încălzirea se face combinat, și cu rezistență electrică și cu fascicol de electroni. Rezistența îndeplinește, în acest caz, și funcția de catod, și emite electroni direct asupra materialului supus încălzirii. Un astfel de cuptor ar permite obținerea unei temperaturi pînă la 3 000°C, cu o diferență de potențial de 5 kV (față de 2 000°C cît se poate obține cu o solicitare maximă a elementelor de încălzire, la cuptoarele obișnuite).

Gradul optim de saturare cu carbon și azot la nitrocementare.

Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metallov, nr. 10, 1965, p. 2–6.

Gradul de saturare la nitrocementarea stratului superficial este indicat să se aprecieze prin conținutul de carbon și prin suma ($C + N_2$). Conținutul optim de azot se determină din diferența dintre suma optimă ($C + N_2$) și conținutul optim de carbon.

Valorile respective au fost căutate în cazul oțelurilor pentru piese de automobile, indicate în tabela 1.

S-a verificat rezistența pieselor tratate prin determinarea limitei de oboseală la încovoiere, a rezistenței de rupere la încovoiere statică, a rezilienței și a rezistenței la uzură.

Adîncimea stratului s-a determinat pe probe călite. Compoziția chimică s-a determinat folosind șpan luat de pe probe cu diametrul de 25 mm și lungimea de 110 mm. Grosimea primelor patru straturi de șpan a fost de 0,025 mm, a următoarelor două, de 0,05 mm, iar a următoarelor, de 0,1 mm. Probele nu au fost supuse în prealabil unui tratament de înmuiere, deoarece aceasta ar fi produs modificări în compoziția chimică a stratului. Nitrocementarea s-a efectuat la 840–850°C. De la această temperatură probele au fost

Tabela 1

Marca oțelului	Compoziția chimică, %					
	C	Mn	Cr	Si	Mo	Ti
40 H	0,39	0,5–0,6	0,8–1,2	0,2–0,3	–	–
25 HGT	0,33	0,8–1,2	0,9–1,4	0,2–0,3	–	0,05–0,15
25 HGM	0,30	0,8–1,2	0,9–1,2	–	0,2–0,4	–
25 HGM	0,22	0,8–1,2	0,9–1,2	–	0,2–0,4	–
25 HGM (T)	0,26	0,8–1,2	0,8–1,2	–	0,2–0,4	0,05–0,06

călite în apă apoi revenite timp de 1,5 h la 180–200°C. Pe baza rezultatelor încercărilor mecanice s-au stabilit concentrațiile optime de C și $C + N_2$ pentru fiecare oțel cercetat, iar datele respective sînt expuse în tabela 2.

Tabela 2

Marca oțelului	Adîncimea stratului nitrocementat, mm	Grosimea spanului, mm	Conținutul optim, %	
			C	$C + N_2$
40 H	0,25–0,35	0,025	0,65–0,90	1,0 –1,25
	0,25–0,35	0,05	0,6 –0,85	0,85–1,2
	0,25–0,35	0,1	0,55–0,8	0,8 –1,0
25 HGT	0,5 –0,7	0,025	0,65–0,9	1,0 –1,25
	0,5 –0,7	0,05	0,6 –0,85	1,0 –1,15
	0,5 –0,7	0,1	0,55–0,80	0,9 –1,05
25 HGM și 25 HGM(T)	0,5 –0,8	0,025	0,75–1,2	1,3 –1,60
	0,5 –0,8	0,05	0,65–1,05	1,25–1,55
	0,1	0,1	0,6 –0,9	1,15–1,5

Pentru controlul zilnic al procesului de nitrocementare nu este necesar controlul chimic, ci este suficientă analiza metalografică.

În cazul conținutului de carbon sub limita inferioară, în jurul grăunților de martensită apare troostita. În schimb nu se constată austenită reziduală și carbonitruri. Totuși, piesele cu această structură pot fi acceptate.

Dacă conținutul de carbon depășește limita superioară, crește proporția de austenită reziduală și apar carbonitruri Fe_3 (C, N) care determină formarea troostitei la marginea exterioară a stratului.

În cazul conținutului prea mic de azot în strat (sub 0,05–0,1 % N), la suprafața stratului se formează troostita, datorită oxidării elementelor de aliere. Aceasta atrage micșorarea rezistenței la oboseală. Conținutul maxim de azot este determinat de apariția porilor la rosturile și în interiorul grăunților. Datorită disocierii fazelor de nitruri și eliberării azotului molecular cu presiune mare, se produc discontinuitățile menționate, pe pereții cărora se depune carbonul ca grafit, provenit din aceleași procese de disociere. Oțelul cu aceste discontinuități (pete negre din cauza grafitului) are caracteristicile mecanice sensibil coborîte. Oțelurile cu molibden sînt mai puțin sensibile la acest defect, molibdenul determinînd creșterea concentrației optime de $C + N_2$ în stratul nitrocementat.

De subliniat că totdeauna se controlează microstructura probelor călite. Se recomandă următoarea succesiune a operațiilor de control metalografic :

— controlul probelor neatacate : se verifică limita superioară a conținutului de azot după prezența sau absența „petelor negre" ;

— se analizează probele metalografice ușor atacate (soluție de 0,4 % HNO_3 în alcool etilic, 1,5 s) ; se verifică limita inferioară a conținutului de azot și de carbon după prezența sau absența rețelei de troostită ;

— se analizează proba metalografică atacată normal, pentru verificarea limitei superioare a conținutului de carbon.

Fiecare grupă de oțeluri are anumite limite optime ale conținutului de C și $C + N_2$. Pentru nitrocementarea unor piese din oțeluri noi, este obligatorie determinarea prealabilă a gradului optim de saturare în C și N a stratului.

RECENZII

M. A. Kremer. **Fassonnoe litio iz legirovannîh stalei** (Piese turnate din oțeluri aliate). Moscova-Leningrad, Mașinostroenie, 1964, 227 pag., 122 fig. și 27 tabele.

În ultimul timp, în legătură cu dezvoltarea intensă a industriei de utilaje chimice și energetice a crescut într-un ritm susținut producția de piese turnate din oțeluri aliate. S-au elaborat numeroase noi mărci de oțeluri cu rezistență ridicată la temperaturi scăzute și înalte, rezistente la coroziune și uzură.

În ultimii 10–15 ani în literatura de specialitate n-au apărut lucrări care să sistematizeze și să prelucreze datele obținute în laboratoare și uzine privind turnarea în piese a oțelurilor aliate.

Din acest motiv lucrarea lui M. A. Kremer vine să umple un gol în literatură.

În cele cinci capitole sînt analizate bazele alierii, structura, tratamentul termic, proprietățile, domeniul de folosire a oțelurilor de turnătorie slab aliate (cap. I), mediu aliate (cap. II), înalt aliate cu crom și nichel inoxidabile (cap. III) și refractare (cap. IV), precum și înalt aliate cu mangan (cap. V).

Se scoate în evidență influența fiecărui element de aliere (Si, Mn, Ni, Cr, Mo, V, Cu etc.) asupra structurii, proprietăților soluției solide și carburilor și comportării oțelurilor la tratamentul termic (stabilitatea grăuntelui la încălzire, stabilitatea carburilor la revenire, tendința de fragilizare la revenire etc.).

De asemenea, pentru diferitele oțeluri se arată influența grosimii peretelui piesei asupra proprietăților fizico--mecanice.

Lucrarea cuprinde numeroase date experimentale privind proprietățile de turnare ale celor mai importante mărci de oțeluri precum și exemple de tehnologii de turnare pentru piese tipice, ceea ce prezintă un deosebit interes pentru tehnologii turnători din uzine.

Sînt indicate ciclurile optime de tratament termic, care pot să asigure obţinerea proprietăţilor fizico-mecanice necesare.

Sînt analizate atît compoziţiile clasice de oţeluri, cît şi cele noi, îmbunătăţite, folosite în diferitele ţări ale lumii. Din acest motiv, lucrarea este de un real folos specialiştilor metalurgi care lucrează în turnătoriile de oţel, precum şi proiectanţilor de maşini.

Considerăm că în lucrare nu este suficient de bine scoasă în evidenţă corelaţia dintre structură şi proprietăţi care există pentru diferitele oţeluri aliate. Nu este analizată suficient structura de turnare în piesele cu pereţi subţiri şi groşi şi modul de îmbunătăţire a acesteia. De asemenea, n-au fost tratate oţelurile înalt aliate turnate, cu rezistenţă mare la uzură.

Lucrarea se adresează inginerilor din uzine, institute de cercetări şi de învăţămînt, care se ocupă cu elaborarea şi turnarea oţelurilor aliate în piese şi poate fi folosită de studenţii de la Facultatea de metalurgie.

Dr. ing. *L. Sofroni*

A. D. Assonov. **Sovremennie metodi termiceskoi obrabotki** (Metode moderne de tratament termic). Moscova, Editura Maşinostroenie, 1964.

A. D. Assonov este unul din specialiştii sovietici renumiţi în practica tratamentului termic; lucrările sale sînt bine cunoscute şi peste graniţele U.R.S.S.

Cartea pe care o recenzăm reprezintă, în general, o expunere de sinteză a celor mai de seamă realizări din acest domeniu. Autorul nu face o prezentare didactică sau monografică a diferitelor probleme legate de tehnologia şi utilajul tratamentului, ci, aşa cum promite chiar din titlul lucrării, scoate în evidenţă elementele noi şi mai ales cele de perspectivă. Astfel, referitor la operaţiile de tratament termic, autorul indică tendinţele actuale de orientare la alegerea diferitelor procedee. Se subliniază utilizarea actuală şi extinderea folosirii în viitor a încălzirii pieselor în atmosfere controlate. Trecînd la problemele tratamentului termochimic, cititorul va găsi în paginile cărţii consideraţii interesante mai ales în legătură cu folosirea oţelurilor cu granulaţie ereditară mică, accelerarea proceselor de cementare prin ridicarea temperaturii de încălzire, instalaţii de cementare cu productivitate ridicată din Uniunea Sovietică şi alte ţări, operaţii de nitrocementare etc.

O atenţie mai mare se acordă tehnologiei de tratament termic a roţilor dinţate din oţeluri cu călibilitate redusă. În legătură cu operaţia de călire, se remarcă observaţiile privind încălzirea cu flacără de gaze, cu utilizarea instalaţiilor de reglare automată a temperaturii la încălzire şi răcire, folosite îndeosebi în unele uzine din R.F.G. şi Anglia. Cititorul găseşte, de asemenea, informaţii interesante despre instalaţiile automate de încălzire cu c.i.f. pentru diferite operaţii de tratament termic.

În ce priveşte utilajul atelierelor de tratament termic, autorul cărţii atrage atenţia asupra unor tipuri relativ noi de cuptoare: cu încălzire prin radiaţie, cuptoare tunel cu acţiune continuă, cuptoare cu circulare forţată a aerului, cuptoare cu vatră vibrantă, precum şi asupra unor cuptoare agregate.

Subliniem prezentările unor utilaje complexe din uzine mari din diferite ţări, cu industrii constructoare de maşini dezvoltate. Se remarcă, astfel, descrierile schematice ale unui cuptor carusel automat al firmei Holfcroft din S.U.A., ale cuptoarelor de cementare cu piesele de tratat dispuse pe mai multe rînduri, cum sînt cele executate de firma Lindberg din R.F.G., şi ale agregatului fără mufă pentru tratament termochimic de la uzina ZIL din Moscova.

Cititorii vor găsi date interesante despre organizarea atelierelor moderne de tratamente termice din uzine mari, mai ales din S.U.A., precum şi exemple de organizare a executării unor operaţii de tratament termic în uzine din R.F.G., Franţa, S.U.A. Alte indicaţii valoroase, relativ la controlul tehnologiei şi al calităţii producţiei, precum şi despre eficienţa economică a proceselor de tratament termic, sînt date în capitolul al VIII-lea. Un deosebit interes prezintă consideraţiile privind perspectivele dezvoltării tehnologiei tratamentului termic.

Lucrarea nu epuizează, bineînţeles, toate aspectele noi ale tratamentului termic şi termochimic. Expunerea, limitată la un număr relativ restrîns de pagini, nu adînceşte în mod satisfăcător unele probleme, cum ar fi cele ale tratamentului termomecanic sau ale unor utilaje moderne. Unele operaţii de tratament termic sînt expuse în mod inegal, autorul intervenind uneori prea mult asupra unor aspecte introductive ale aplicării industriale ale acestora.

Prezentînd utilaje de tratament termic din uzinele cu un înalt nivel tehnic din U.R.S.S. şi din alte ţări, autorul nu indică şi sursele bibliografice. Aceasta ar fi făcut lucrarea cu mult mai utilă şi deci mai valoroasă, permiţînd cititorului interesat să aprofundeze în continuare aspecte deosebite urmărite de el.

În general, cartea lui Assonov este deosebit de utilă inginerilor proiectanţi şi tehnologi tratamentişti din uzinele constructoare de maşini şi institute de proiectări corespunzătoare, precum şi studenţilor care se specializează în tratamente termice. Avînd în vedere materialul interesant privind noutăţile în domeniul tratamentului termic, precum şi consideraţiile unui specialist deosebit de competent privind perspectivele progresului tehnic în această direcţie, apreciem că traducerea în limba română a acestei cărţi este foarte necesară.

Dr. ing. *B. Rotenstein*

N. V. Litovcenko, S. P. Antonov, M. I. Boiarsinov, P. I. Plotnikov. **Proizvodstvo tolstolistovoi stali** (Producţia tablelor groase), Moscova, Metallurghia, 1964, 307 pag., 108 fig.

Capitolul I tratează elementele de bază şi caracteristicile tehnologice ale laminoarelor sovietice de tablă groasă, fiind descrise următoarele instalaţii: laminoarele cu o singură cajă duo, de 4 500 mm, 4 000 mm şi 3 500 mm; laminoarele cu o singură cajă trio, de 2 850 mm, 2 350 mm, 2 250 mm, 2 200 mm şi 2 750—2 200 mm; laminoarele cu două caje (duo şi trio) de 2 350 mm şi 2 150 mm; laminoarele cu două caje (duo şi cvarto) de 2 800 mm, 2 800/1 700 mm şi 2 300/1 700 mm. Pentru fiecare laminor sînt arătate sortimentul, materia primă, planul de amplasare şi caracteristicile utilajelor, regimurile de încălzire şi tratament termic, schemele de laminare, indicatorii tehnico-economici. Pentru ca descrierea instalaţiilor să fie completă ar fi trebuit indicate anul punerii în funcţiune, productivităţile cuptoarelor şi producţia laminoarelor. De asemenea, ajustajele sînt tratate mai sumar, în special la laminoarele moderne şi nu sînt indicate toleranţele realizate.

Capitolul II tratează despre materia primă şi caracteristicile producţiei de tablă groasă de diverse calităţi. O atenţie deosebită a fost acordată regimurilor caracteristice de tratament termic, fabricării tablelor din oţelurile bogat aliate şi tablelor placate, fiind indicate tipurile de lingouri folosite în U.R.S.S. pentru table groase. Este foarte interesantă analiza problemei fabricării tablelor cu marginile laminate. În acest capitol ar fi fost indicat să se analizeze utilizarea bramelor turnate continuu, deoarece în prezent există deja experienţă în această privinţă.

În capitolul III este analizată problema încălzirii materiei prime înainte de laminare. Sînt arătate regimuri de încălzire, date termotehnice şi elemente constructive ale diverselor tipuri de cuptoare. Ar fi fost indicat ca problema încălzirii să fie concentrată integral în acest capitol (această problemă a fost tratată şi în cap. I şi II).

În capitolul IV se tratează bazele producţiei de tablă groasă, fiind indicate scheme tehnologice caracteristice, regimuri de laminare şi tratament termic (o deficienţă este tratarea acestei probleme în mai multe capitole), date practice privind exploatarea optimă a cilindrilor de laminare. Nu sînt analizate suficient de detaliat principiile care stau la baza întocmirii schemelor de laminare şi nu sînt indicate date practice privind forţele de laminare în funcţie de caracteristicile procesului tehnologic.

În capitolul V se analizează automatizarea complexă a laminoarelor de tablă groasă. Sînt arătate condiţiile tehnologice impuse automatizării, automatizarea unor utilaje individuale (maşină de îndreptat, foarfece, caje, cuptoare), metodele de măsurare fără contact a dimensiunilor tablelor. Avînd în vedere tendinţa generală în acest domeniu, ar fi fost necesar să se analizeze mai detaliat automatizarea cajelor (în special comanda şuruburilor de presiune) şi să se trateze maşinile electronice de calcul folosite pentru optimizarea procesului tehnologic, culegerea şi prelucrarea datelor şi pentru programarea laminorului.

Bibliografia cuprinde 55 titluri.

În ansamblu, deşi nu este suficient de sistematizată şi nu tratează realizările din străinătate, cartea conţine foarte multe date tehnologice utile privind fabricaţia de tablă groasă şi poate fi de real folos inginerilor din uzine, proiectanţilor şi cercetătorilor.

Ing. *A. Lederer*

CRONICĂ

Sesiunea de comunicări tehnico-ştiinţifice de la Combinatul siderurgic — Reşiţa

În zilele de 10—11 decembrie 1965 s-a ţinut la Reşiţa sesiunea de comunicări tehnico-ştiinţifice.

Au participat delegaţi ai Ministerului Industriei Metalurgice, ai institutelor de cercetări şi proiectări, precum şi delegaţi de la alte unităţi din ţară.

Lucrările sesiunii s-au desfăşurat în două şedinţe plenare şi în şedinţe de comunicări pe secţii : aglomerat cocs-fontă, refractare (9 referate) ; oţel—laminate (11 referate) ; mecano — energetică (7 referate).

După cuvîntul de deschidere au fost prezentate referatele : ,,Cîteva aspecte din activitatea Combinatului siderurgic—Reşiţa pe linia progresului tehnic", ing. V. Olteanu ; ,,Organizarea controlului de calitate în oţelării şi laminoare", ing. I. Brădăţeanu.

La secţia I au fost prezentate referatele :

— ,,Înlocuirea cocsului clasic cu cocs de fluidizare în producţia de aglomerat la C.S.R." (ing. A. Urseanu şi ing. V. Scurtu), în care au fost expuse concluziile încercărilor efectuate la Fabrica de aglomerare de la C.S.R. şi condiţiile în care cocsul obişnuit poate fi înlocuit parţial în proporţie de 30 % cu cocsul de fluidizare, arătîndu-se avantajele şi respectiv dezavantajele obţinute.

— ,,Influenţa cărbunilor din Banat asupra procesului de cocsificare şi a calităţii cocsului" (ing. R. Tuşchkan). Comunicarea indică posibilităţile de utilizare în viitor a cărbunilor de la Anina şi Ponor, cu caracteristici de aglutinare şi cocsificare diferenţiate pe baza experimentărilor efectuate.

— ,,Influenţa unor adaosuri asupra măririi rezistenţei mecanice a brichetelor la şamotizarea lor în cuptorul vertical" (colectiv I.C.E.M.—C.S.R.). Autorii descriu lucrările de cercetare efectuate la I.C.E.M. şi experimentările executate la C.S.R. cu argila refractară de Suncuiuş.

— ,,Aplicaţii ale metodelor cu izotopi radioactivi în cercetarea şi controlul unor procese metalurgice" (colectiv ing. Elena Lăbuşcă de la I.F.A.). Lucrarea tratează rezultatele obţinute pe cale industrială în ceea ce priveşte evoluţia uzurii căptuşelii refractare la cele şase furnale din ţară, de la C.S.R. şi C.S.H.

— ,,Posibilităţi de reducere a conţinutului de gaze în fonta de turnătorie" (ing. A. Lingner-Egon).

— ,,Cercetări în domeniul aliajelor dure obţinute prin metalurgia pulberilor cu aplicaţii în industria siderurgică" (colectiv I.C.E.M.). Se prezintă rezultatele obţinute cu aliajele dure sinterizate şi cu materialele dure de încărcare prin sudură.

— ,,Urmărirea funcţionării furnalelor cu ajutorul analizatoarelor continue de gaz de furnal" (colectiv ing. I. Itu). Lucrarea tratează obţinerea unei analize continue medii a gazului de furnal pentru urmărirea proceselor tehnologice de funcţionare, întocmirea bilanţurilor termice, precum şi activitatea economică a secţiei de furnale, metodă care prezintă reale avantaje faţă de metoda veche de luare a probelor cu ajutorul aspiratoarelor.

— ,,Nivelul actual al cercetării matematice aplicate la furnal şi importanţa acestor cercetări în elaborarea unor fonte de calitate" (colectiv I.C.E.M.).

— ,,Posibilităţi de îmbunătăţire a calităţii producţiei prin aplicarea izotopilor radioactivi în industria siderurgică"(ing. M. Alecu—I.F.A.). Lucrarea aduce la cunoştinţă specialiştilor din industria siderurgică contribuţia unor aplicaţii specifice ale izotopilor radioactivi la cunoaşterea mai aprofundată a proceselor metalurgice şi respectiv la ridicarea calităţii producţiei siderurgice în domeniul preparării materiilor prime, furnalelor, elaborării şi turnării oţelurilor.

Dintre cele 11 comunicări făcute în cadrul secţiei II oţel-laminate se menţionează următoarele referate :

— ,,Îmbunătăţirea calităţii refractarelor pentru turnarea oţelului la C.S.R." (ing. D. Cuzman Bulzan). Lucrarea tratează influenţa diferiţilor factori tehnologici din procesul de fabricaţie, care au dus la îmbunătăţirea calităţii cărămizilor de şamotă în perioada 1959-1965.

— ,,Dezvoltarea producţiei de oţeluri pentru rulmenţi la C.S.R." (colectiv ing. A. Ieremia). În comunicare se analizează soluţiile tehnologice adoptate în cadrul C.S.R., unde se laminează oţeluri carbon, oţeluri slab aliate şi aliate, pentru realizarea unei producţii de calitate, în special din seria ultimelor, a căror pondere din ce în ce mai mare o înregistrează oţelurile pentru rulmenţi. Se tratează în mod deosebit problema celor două încălziri şi condiţiile în care se realizează acestea. Se analizează problema deformării la cald şi în paralel cu aceasta importanţa temperaturii de început şi de sfîrşit de laminare, dat fiind că ele determină, în mare măsură, comportarea oţelului în timpul lucrărilor la care este supus în continuare. De asemenea, se arată modul şi rezultatele răcirii încete şi unele probleme legate de tratamentul termic şi decojirea barelor laminate.

— ,,Consideraţii asupra tratamentului termic al bandajelor de locomotivă şi controlul nedistructiv al bandajelor. Corelaţia dintre oscilograme şi defectele reale din bandaj" (ing. M. Ponoran).

În ultimii 20 de ani, faţă de cerinţele mereu crescînde impuse bandajelor de locomotive, ca urmare a măririi vitezei de circulaţie şi a greutăţii specifice pe osie, condiţiile de calitate au devenit mai exigente, impunîndu-li-se noi indici de calitate, după adoptarea condiţiilor tehnice U.I.C. care prevăd examenul ultrasonic. Pe baza cercetărilor de laborator întreprinse la C.S.R. s-a ajuns la concluzia că indicii amintiţi pot fi realizaţi şi de un tratament de normalizare. Acest tratament, mult mai moderat decît tratamentul de călire, prezintă avantajul că evită tensiunile în masa bandajului, realizînd totuşi o granulaţie suficient de fină, satisfăcînd astfel integral cifrele minime impuse de norme.

Cît priveşte examenul ultrasonic, a rezultat că, ecoul de defecte pus în evidenţă se datorează segregaţiilor, incluziunilor de şamotă, unor pungi de sufluri, unor zone mai afinate, ca şi unei anumite structuri secundare a oţelului.

În cadrul secţiei III — mecano-energetică, au fost făcute comunicările : ,,Amestecarea şi transportul metalelor lichide pe cale electromagnetică" (colectiv ing. T. Turcu) ; ,,Mărirea stabilităţii sistemului energetic local" (ing.

I. Streinescu); „Îmbunătăţiri constructive aplicate la funicularele de la C.S.R" (ing. M. Zuiac); „Modificări în instalaţia electrică de acţionare de la încărcarea furnalelor din Reşiţa (colectiv ing. I. Drăghici); „Protecţia motoarelor electrice asincrone trifazate, în cazul funcţionării accidentale în două faze" (ing. St. Köstner); „Consideraţii asupra uzurii rotorului exhaustorului de la aglomerator; soluţii aplicate pentru recondiţionarea lui" (ing. R. Marosy); „Amplificator dublu sens" (ing. P. Mandl).

În cadrul şedinţei plenare de închidere a fost făcută comunicarea: „Posibilităţi de utilizare a betatronului pentru controlul produselor siderurgice" (ing. C. Iliescu), în care s-a arătat că Institutul de fizică atomică a pus la punct metode de control radiografic cu ajutorul acceleratorului de inducţie, denumit betatron, care au fost experimentate pe lingouri şi alte piese de oţel cu grosimea maximă de peste 200 mm, sensibilitatea de detectare a defectelor obţinută fiind de 0,5 —1 %. Posibilităţile de utilizare a betatronului în siderurgie sînt lărgite de noile metode de observare a imaginii radioscopice prin televiziune. În felul acesta devine posibil controlul de calitate integrat în fluxul tehnologic, care aduce avantaje economice importante.

În încheicre a fost expus referatul „Despre mecanizarea complexă a evidenţei stocurilor de produse finite şi a livrărilor de produse" (D. Neagrău).

După epuizarea celor 30 de comunicări, au avut loc discuţii purtate de participanţii la sesiune, din care a reieşit rolul important al cercetării pentru introducerea tehnicii noi şi rezultatele deosebite obţinute prin colaborarea Combinatului siderurgic — Reşiţa cu Institutul de cercetări metalurgice şi Institutul de fizică atomică.

În cuvîntul de închidere, tov. ing. C. Savu a relevat interesul manifestat de invitaţii care au participat la sesiunea din anul 1965, apreciind că a contribuit la îmbogăţirea cunoştinţelor acestora, atingîndu-şi din plin scopul urmărit: îmbunătăţirea permanentă a tehnologiei de fabricaţie pentru a menţine calitatea produselor la nivelul celei mondiale.

Ing. *M. Vrînceanu*

Cea de-a V-a Conferinţă de sudură şi încercări de metale

În zilele de 27—30 octombrie 1965 a avut loc la Timişoara cea de-a V-a Conferinţă de sudură şi încercări de metale, organizată de Baza de cercetări ştiinţifice Timişoara a Academiei Republicii Socialiste România, în colaborare cu Institutul politehnic Timişoara, cu sprijinul ministerelor interesate.

La lucrările consfătuirii au participat, pe lîngă 500 delegaţi din ţară, reprezentanţi ai Academiei Republicii Socialiste România, ai ministerelor interesate (Ministerul Industriei Construcţiilor de Maşini, Ministerul Industriei Metalurgice, Ministerul Industriei Chimice, Ministerul Industriei Petrolului, Ministerul Minelor, Ministerul Energiei Electrice, Ministerul Învăţămîntului), al Direcţiei Generale de Metrologie, Standarde şi Invenţii, ai Consiliului Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor, ai uzinelor şi întreprinderilor, şi 56 delegaţi străini, reprezentînd 13 ţări, printre care Ugo Guerrera (Italia), K. R. Hrenov (U.R.S.S.), Friderick Eisenkolb (R.D.G.), Henri de Leiris (Franţa) şi Henri Taylor (Anglia).

Această consfătuire a avut drept scop prezentarea şi discutarea celor mai însemnate lucrări de cercetare şi a celor mai însemnate realizări din domeniul sudării şi al încercărilor de metale, obţinute în ultimii ani în ţară, precum şi efectuarea unui schimb de experienţă între specialiştii noştri şi oamenii de ştiinţă străini, privind metodele de cercetare, tehnologia şi utilajele folosite în aceste domenii.

Referatele prezentate au contribuit prin conţinutul şi nivelul lor la atingerea acestui scop, după cum a rezultat din discuţiile care au avut loc.

În total au fost prezentate 174 comunicări, dintre care 93 în Secţia I sudură şi 81 în Secţia II încercări de metale.

Dintre acestea, un număr de 48 comunicări (20 de sudură şi 28 încercări de metale) au fost prezentate de oaspeţii de peste hotare.

În cadrul şedinţei festive de deschidere s-a prezentat un referat privind activitatea academicianului C. Micloşi în promovarea ştiinţei şi tehnicii româneşti (Acad. St. Nădăşan) şi o informare despre activitatea Comisiei de sudură a Academiei Republicii Socialiste România (ing. M. Năstase). Au luat cuvîntul pentru a saluta conferinţa prof. C. Avram, membru corespondent al Academiei, rectorul Institutului politehnic Timişoara, ing. V. Chiriţă, directorul I.C.T.C.M., prof. V. Guerrera (Italia) şi Acad. R.K.Hrenov (U.R.S.S.).

La sfîrşitul şedinţei s-a dezvelit bustul Academicianului C. Micloşi.

A V-a Conferinţă de sudură a prilejuit o amplă trecere în revistă a realizărilor din ţara noastră în ultimii trei ani, a fost cadrul unei profunde dezbateri a problemelor fundamentale din domeniile abordate, desprinzîndu-se totodată liniile generale ale preocupărilor viitoare şi a dat posibilitatea unor largi confruntări cu specialiştii remarcabili de peste hotare, cu care ocazie oaspeţii au luat cunoştinţă de nivelul ştiinţei şi tehnicii româneşti din domeniul sudurii şi încercărilor de metale.

Ing. *Eliza Petrescu*

Sesiunea tehnico-ştiinţifică a uzinei „Progresul" din Brăila

În zilele de 12 şi 13 noiembrie 1965 s-au desfăşurat la Brăila lucrările sesiunii ştiinţifice a uzinei „Progresul", la care au participat numeroşi delegaţi de la cele mai importante uzine din ţară şi de la unele institute politehnice. În lucrările prezentate s-a reflectat o parte din activitatea intensă depusă de colectivul uzinei în vederea rezolvării unor probleme importante atît pentru economia internă a ţării, cît şi pentru asigurarea în continuare a competitivităţii pe plan internaţional a produselor uzinei. Aceste obiective s-au realizat prin îmbunătăţirea calităţii materialelor şi a pieselor folosite şi prin reproiectarea la nivelul tehnicii mondiale a principalelor agregate fabricate de uzina „Progresul".

La sesiune s-au prezentat următoarele referate:

— „Unificarea ruloului de compactat RU 15", ing. M. Sofrone;

— „Tendinţe noi în aplicarea acţionărilor hidraulice la utilajele rutiere şi realizările uzinei în acest domeniu", ing. T. Aramă;

— „Oţelul 08 GDNL pentru etamboul cargoului de 10 000 tdw", ing. I. Fotache.

La uzina „Progresul" se execută prin turnare etamboul pentru cargourile de 10 000 tdw. Deoarece piesa turnată cîntăreşte circa 29 t, ea se execută din mai multe părţi care se asamblează prin sudare. Deoarece condiţiile de exploatare în geruri polare impun realizarea unei rezilienţe minime de 3 kgfm/ /mm^2 la —40°C, oţelul din care se toarnă piesa este un oţel special, cu conţinut redus de carbon (0,10 %), cu puţin siliciu (0,15—0,40 %), cu ceva nichel (0,2— — 0,6 %) şi cu un conţinut însemnat de cupru (0,80—1,20 %) şi de mangan (0,60—1,20 %). Pentru a se obţine caracteristicile mecanice impuse ($\sigma_r > 30$ kgf/mm^2, $\delta_5 > 25\,\%$, $\psi > 40\,\%$, $a_{k-40°C} > 3$ kgfm/mm^2) oţelul trebuie îmbunătăţit printr-un tratament termic care să poată fi aplicat cu succes unor piese atît de mari, încît să necesite construirea unor băi de călire de dimensiuni corespunzătoare. Procedeul aplicat constă într-o dublă normalizare urmată de o revenire înaltă, prin care se obţine rafinarea structurii primare şi apoi durificarea dispersă a oţelului prin precipitarea globulară fină a cuprului.

— „Deshidrogenarea pieselor mari forjate din oţeluri aliate", ing. C. Gherco. Pentru evitarea rebuturilor importante datorate fulgilor, în special la discurile de turbogeneratoare confecţionate din oţel crom-nichel-molibden, precum şi la arbori groşi pentru hidrogeneratoare forjate din oţel carbon, s-au aplicat cu succes diagramele de tratament termic de deshidrogenare, găsite în literatura de specialitate, dintre care cele mai utile au fost acelea care, după o menţinere îndelungată la temperaturi situate puţin sub Ac$_1$, prevăd efectuarea unei răciri controlate deosebit de lente, cu 3°C/h, în intervalul dintre 400 şi 80°C. La uzina „Progresul" s-au construit gropi de răcire încălzite pentru realizarea procesului.

— „Soluţii tehnice noi în construcţia preselor mecanice cu excentric de 100 tf şi a preselor cu fricţiune de 140 tf", ing. V. Buzdugan.

„Procedee noi de încărcare cu straturi dure a suprafeţelor supuse la uzură", ing. B. Neagu. În lucrare se prezintă rezultatele obţinute prin încărcarea cu stelit, cu electrozi aliaţi, prin metoda arc-atom.

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR
DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT
BUDAPEST

— „Îmbunătățirea tehnologiei de turnare a șabotelor pentru ciocanele matrițoare de 3,15 t", ing. St. Panghe. Se prezintă tehnologia obținerii formelor de turnare din miezuri exterioare, confecționate la Brăila, prin metoda silicat de sodiu—bioxid de carbon, transportate apoi cu autocamioanele la Combinatul siderurgic — Hunedoara, unde s-au făcut, cu deplin succes, asamblarea și turnarea acestor piese mari, pentru executarea cărora uzina „Progresul" nu dispunea de oțel lichid suficient, în timp ce la Hunedoara nu existau condiții pentru confecționarea formelor de turnare după procedeul clasic. Lucrarea a reușit datorită unei concepții ireproșabile a procesului tehnologic și datorită unei perfecte organizări a execuției.

— „Călirea superficială a cilindrilor de laminor cu diametrul de 700 mm, prin curenți de inducție de frecvență normală" ing. V. Malschi. Satisfacerea nevoilor, în permanentă creștere, de cilindri de laminor forjați și tratați termic a impus ca soluție tehnico-economică călirea superficială prin încălzire locală cu ajutorul curenților de inducție de frecvență normală de 50 Hz. Instalația de călire realizată de uzină s-a folosit pentru efectuarea unui număr de încercări de călire executate în condiții variate de preîncălzire, în vederea stabilirii regimului optim. Rezultatele obținute pînă în prezent sînt favorabile și vor permite în viitor acoperirea integrală a consumului intern de cilindri de laminor forjați și tratați superficial, suprimîndu-se importul.

— „Tendințe noi de modernizare a mașinilor și utilajelor", ing. I. Clinci. Se expune orientarea principială a uzinei în această problemă.

— „Metode noi de asamblat osii montate pentru material rulant de cale ferată", ing. Gh. Păduraru. Se scot în evidență condițiile tehnice de calitate, înăsprite.

— „Determinarea turației economice la strunjirea prin copiere a arborilor în trepte", ing. E. Epureanu.

Conf. ing. *C. Wanyorek*

INDEX DE AUTORI

Antonov S.P. . . . . p. 181
Assonov A.D. . . . . p. 181
Avram C. . . . . p. 170
Bărăscu I. . . . . p. 121
Bigot R. . . . . p. 179
Boiarsinov P.I. . . . . p. 181
Bratcikov S.G. . . . . p. 173
Changeort J. . . . . p. 175
Codreanu M. . . . . p. 149
ascălu H. . . . . p. 135
Dietrich W. . . . . p. 179
Dragomir I. . . . . p. 157
Entringer M. . . . . p. 179
Florensova F.R. . . . . p. 177
Gorohov A.S. . . . . p. 174
Groșev M. Ia. . . . . p. 173
Guran M. . . . . p. 170
Hudorojkov I.P. . . . . p. 173
Ioniță I. . . . . p. 144
Kiașko Iu. M. . . . . p. 174
Kopchak M.C. . . . . p. 178
Korșikov G.V. . . . . p. 174
Kremer M.A. . . . . p. 180
Lazăr C. . . . . p. 156
Litovcenko N.V. . . . . p. 181
Maizel G.M. . . . . p. 173
Marinescu-Firică M. . . . . . p. 130
Maznier G.. . . . . p. 175
Morait M. . . . . p. 154
Murguleț N. . . . . p. 121
Mustăcescu E. . . . . p. 154
Nikonorova A. I. . . . . p. 177
Nițu I. . . . . p. 164
Novac St. . . . . p. 168
Plotnikov P. I. . . . . p. 189
Ravikovici I.M. . . . . p. 173
Rebușapcă D. . . . . p. 164
Sassu N. . . . . p. 140
Segărceanu T. . . . . p. 170
Sekacev M.A. . . . . p. 174
Soare R. . . . . p. 164
Takayasu Okedo . . . . . . p. 176
Talbot-Besnard S. . . . . . . p. 175
Tatsuro Kunitoke . . . . p. 176
Țeitlin M.A. . . . . p. 174
Voronov Iu.G. . . . . p. 174

COMITETUL DE REDACȚIE

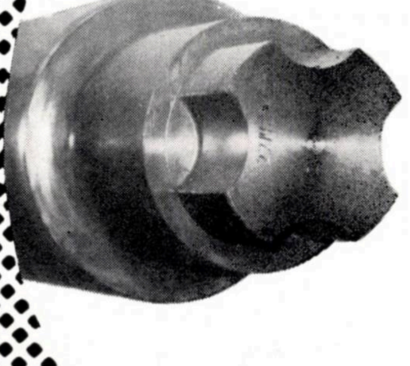
M. Alexandru, C. Dragomir, T. Dumitrescu, C. Hertl, Gh. Ilin, N. Murguleț, I. Niță, P. Petrescu, V. Popescu, I. Popa, M. Roșianu, D. Stănescu, N. Sîrbu, A. Șerban, Cl. Ștefănescu, I. Tripșa, T. Țecu, P. Wechsler.
Redactor responsabil: L. Sofroni
Redactor: M. Savu

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacția și administrația, București, B-dul Republicii 64, raion Tudor Vladimirescu, Telefon: 13.09.25. Revista este editată de M.I.M. Abonamentele se primesc la Administrația revistei. Instituțiile pot achita abonamentele pentru biblioteci și cabinetele tehnice în contul nostru de virament: 022001 B.N. Republica Socialistă România — Filiala 30 Decembrie, M.I.M. — Oficiul de documentare și publicații tehnice — București. Tarif pentru întreprinderi: lei 150 anual; tarif pentru muncitori, tehnicieni și ingineri: lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul: Întreprinderea Poligrafică Informația, str. Brezoianu nr. 23—25, București. c. 3069

42 406

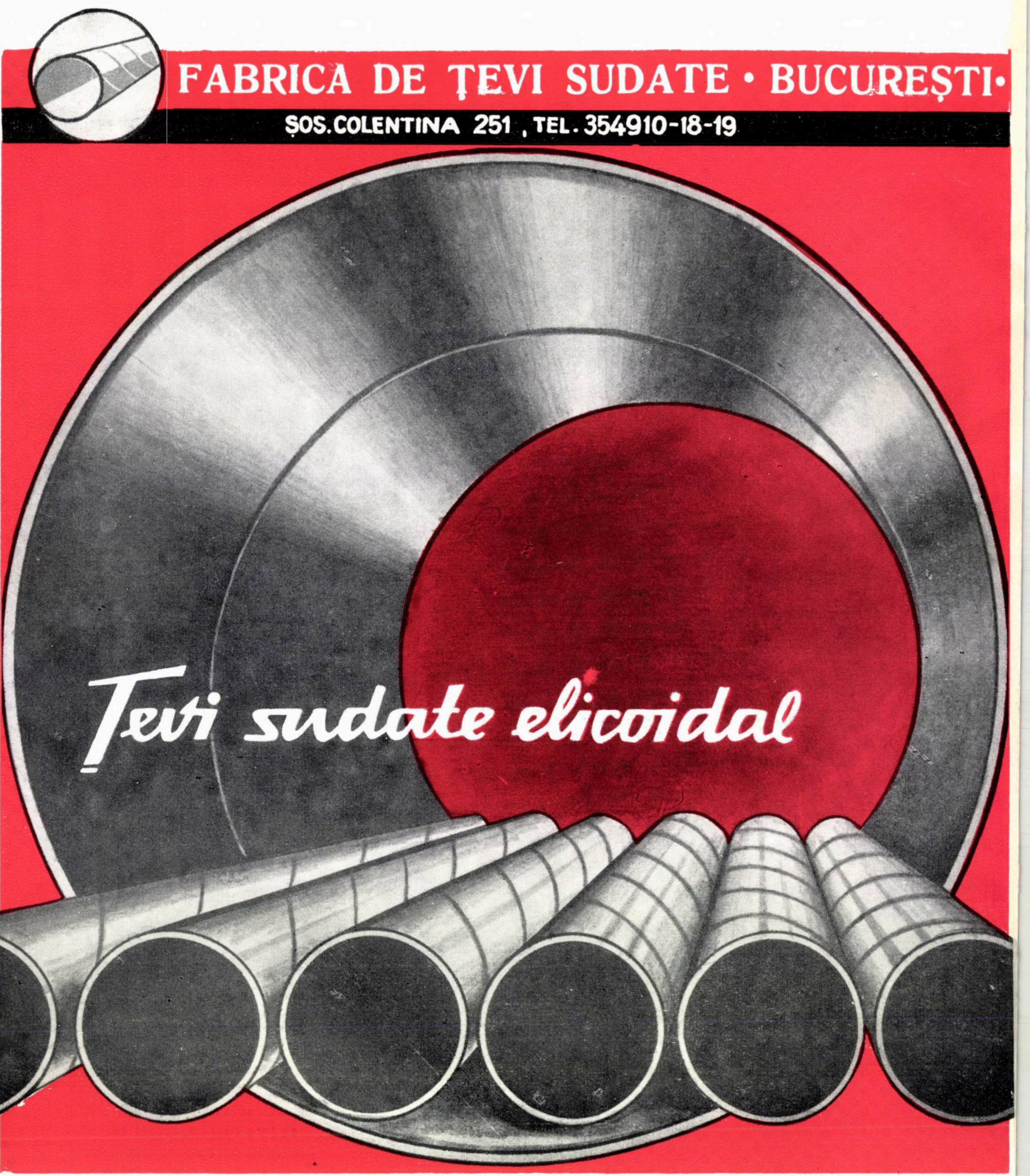
ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT

OŢELUL ROŞU



produce:

- platine din oţel, de 12—72 kg/m şi 250 mm lăţime
- profile uşoare pentru industria constructoare de maşini şi construcţii metalice
- benzi laminate la cald, de 20—115 × × 1—4 mm
- benzi laminate la rece, de 10—150 × × 0,2—3,5 mm
- benzi plumbuite şi zincate pentru industria electrotehnică şi construcţii de maşini
- tablă neagră, decapată, zincată şi zincată ondulată pentru industria constructoare de maşini, bunuri de larg consum, acoperişuri etc.
- cilindri din fontă cu crustă dură şi semidură, pentru tablă şi profile
- tuburi flexibile pentru semănători, din bandă protejată cu zinc



FABRICA DE ȚEVI SUDATE • BUCUREȘTI •
ȘOS. COLENTINA 251, TEL. 354910-18-19

ȚEVI SUDATE ELICOIDAL DIN OȚELURI CARBON ȘI SLAB ALIATE, CU DIAMETRELE DE 419, 470, 521, 620, 720, 820, 920 și 1020 mm ȘI CU GROSIMEA PERETELUI DE 4—12 mm, UTILIZABILE LA TRANSPORTUL FLUIDELOR (CONDUCTE MAGISTRALE DE GAZE, CONDUCTE DE TERMOFICARE, ALIMENTĂRI CU APĂ ETC.)

INDUSTRIA SÎRMEI

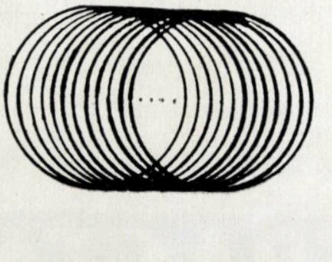
CÎMPIA TURZII

LAMINATE

din oțeluri carbon obişnuite,
din oțeluri carbon de calitat
din oțeluri aliate pentru con
trucții,
din oțeluri pentru rulmenți,
arcuri, pile şi scule

BARE TRASE

din oțeluri carbon obişnuite
din oțeluri carbon de calitat
din oțeluri aliate pentru co
trucții, rulmenți şi scule



Produsele rotunde se pot livra în stare laminată, trasă, cojită sau şlefuită

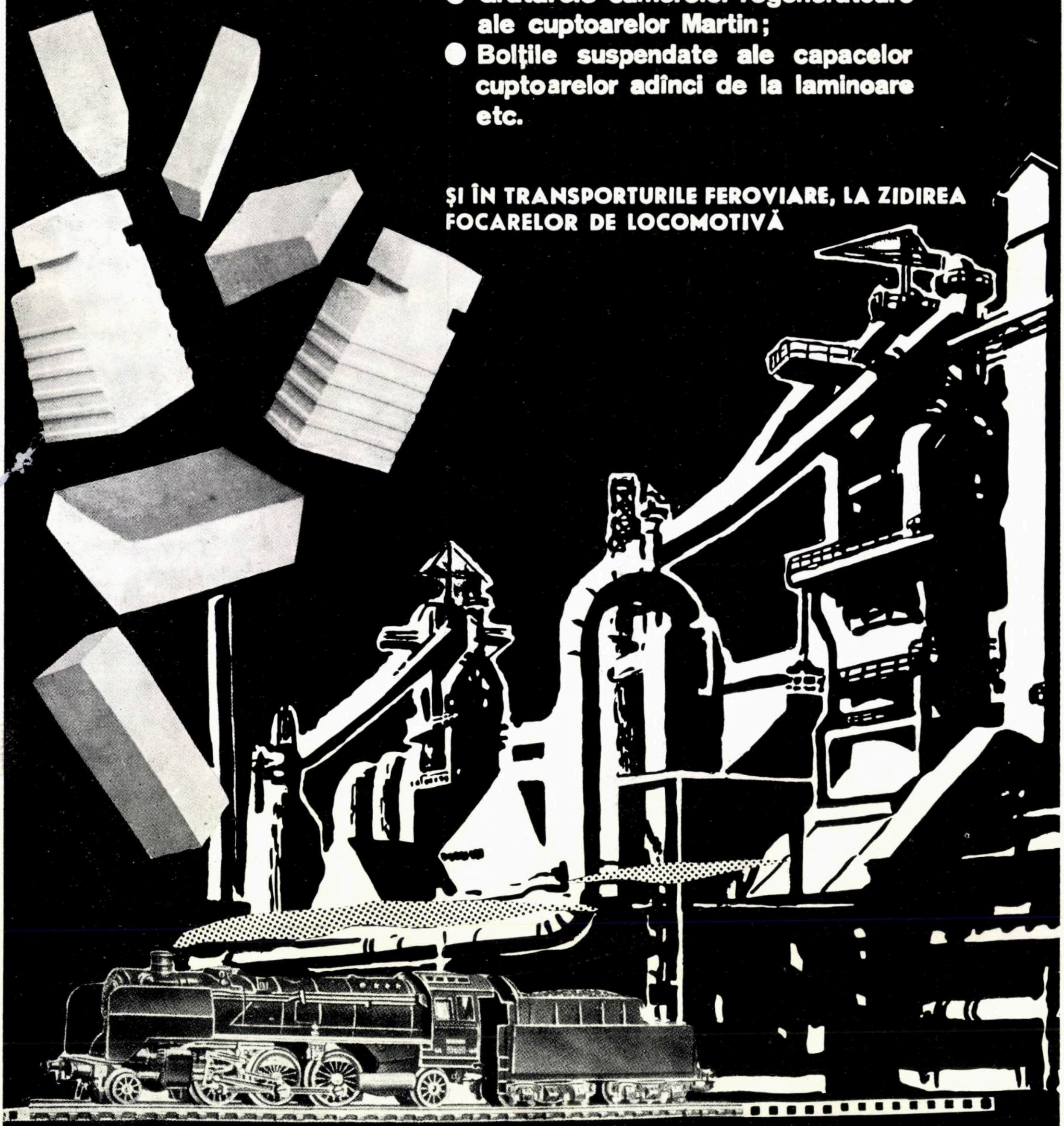
STRADA LAMINORIŞTILOR, 145 — RAIONUL TURDA — REGIUNEA CLUJ
TELEFON 2, 9, 14 şi 32

CĂRĂMIZI REFRACTARE
SILICO-ALUMINOASE

UTILIZATE ÎN INDUSTRIA SIDERURGICĂ LA

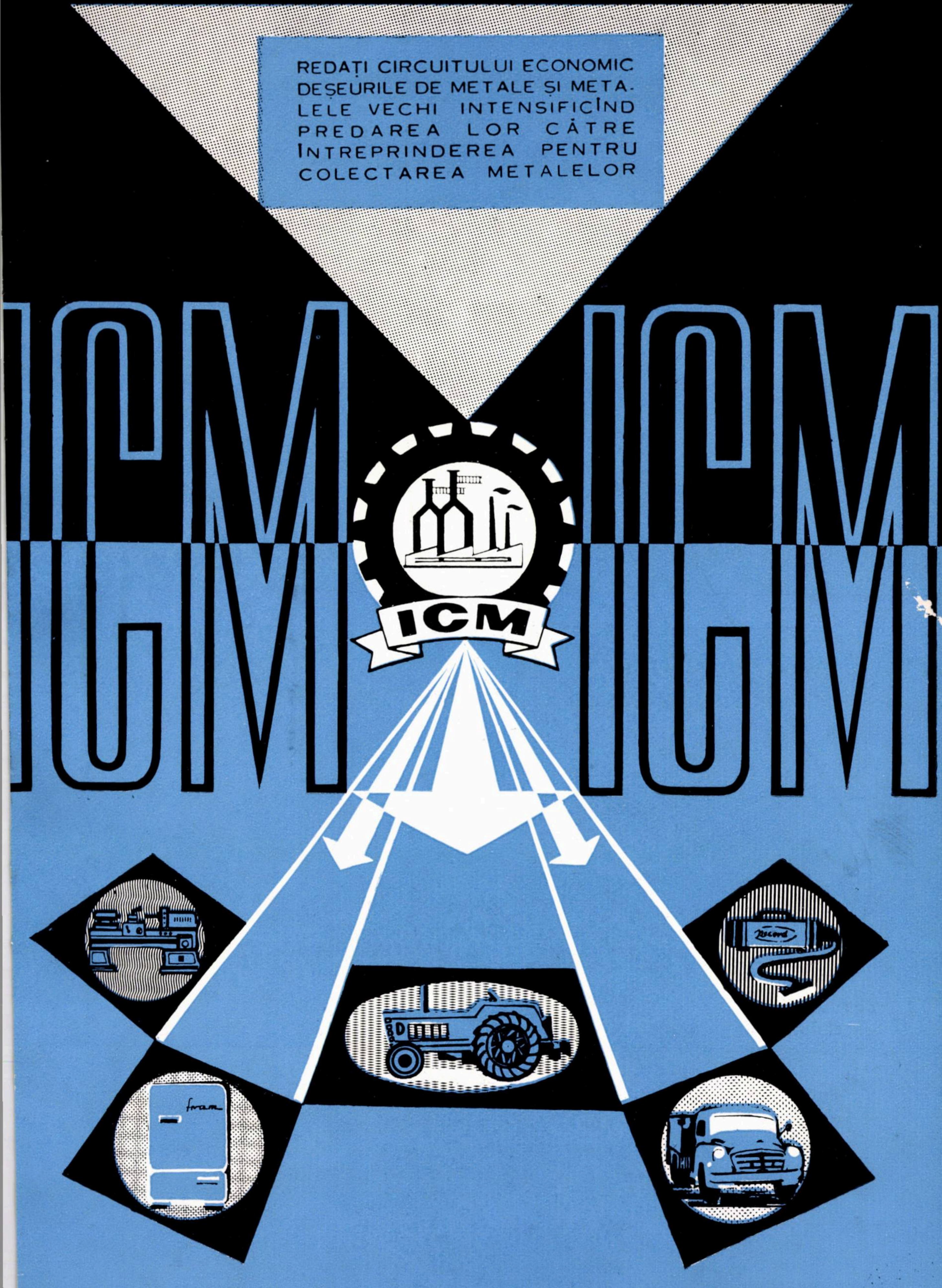
- Căptușeala oalelor de fontă;
- Grătarele camerelor regeneratoare ale cuptoarelor Martin;
- Bolțile suspendate ale capacelor cuptoarelor adînci de la laminoare etc.

ȘI ÎN TRANSPORTURILE FEROVIARE, LA ZIDIREA FOCARELOR DE LOCOMOTIVĂ



„REFRACTAR"

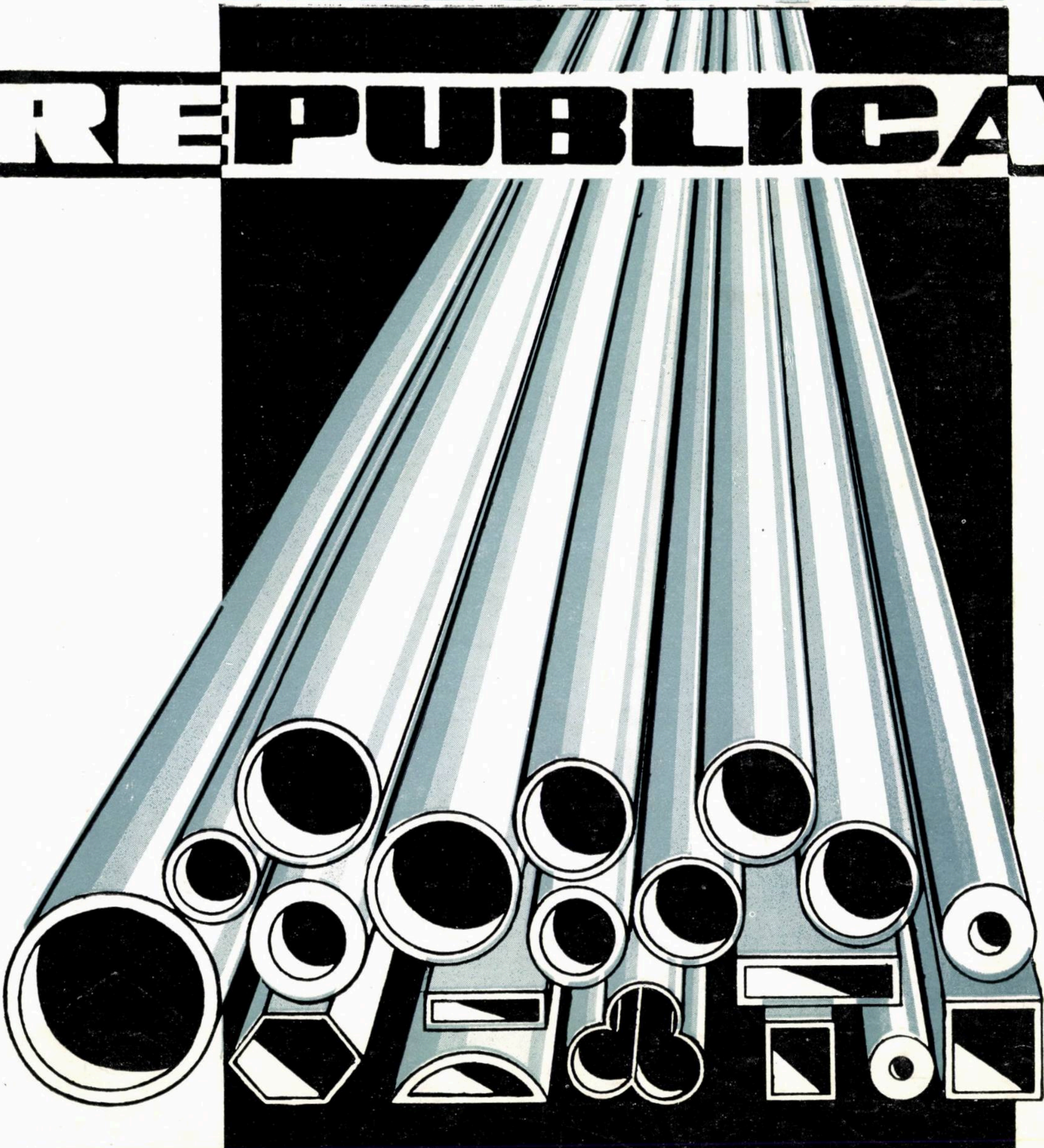
FABRICA DE PRODUSE REFRACTARE
— ALEȘD —
REGIUNEA CRIȘANA — TELEFON 16


REDAȚI CIRCUITULUI ECONOMIC DEȘEURILE DE METALE ȘI METALELE VECHI INTENSIFICÎND PREDAREA LOR CĂTRE ÎNTREPRINDEREA PENTRU COLECTAREA METALELOR
ICM
ICM
ICM
ICM
ICM
ICM
fram
record

1966 MAJ 9

UZINA DE TEVI

REPUBLICA



- Produse tubulare cu diametrul sub 6″, pentru industria petrolieră
- Produse tubulare cu diametrul sub 6″, pentru prospecțiuni geologice
- Țevi rotunde și profilate — de precizie — trase la rece, cu diametrul de 5 — 57 mm, pentru construcții
- Țevi rotunde și profilate, laminate la cald, cu diametrul de 48—152 mm, pentru construcții
- Țevi cu diametrul sub 6″, pentru instalații de apă, gaz și abur

E 3280

METALURGIA

4

METALURGIA • BUCUREȘTI • ANUL XVIII • NR. 4 • APRILIE 1966

UZINA
METALURGICĂ
IAŞI

Produce:

Un sortiment bogat de ţevi pentru instalaţii, construcţii, conducte şi tuburi P.E.L., cu diametrele cuprinse între 5 şi 114,5 mm, cu caracteristici mecanice, chimice şi de probă hidraulică, la cerere

STR. PRIMĂVERII, 6 TELEFON 3501, 1934

E 3280

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1883

METALURGIA

Anul 18 nr. 4 aprilie 1966

CUPRINS

STUDII ŞI CERCETĂRI

David V. şi *Kaba E.* : **Utilizarea cocsului de petrol neaglutinant, ca degresant în şarjele de cărbuni de la Uzina cocsochimică — Hunedoara** 185

Franţiu I. şi *Laiu N.* : **Aspecte ale recoacerii tablelor decapate în cuptoare tunel** 189

Dumitrescu Th. şi *Lică T.* : **Automatizarea încărcării şi descărcării semicocsului în buncărele carbofluid, pe baza controlului radiometric al nivelului în buncăr.** 192

Balaban Lidia şi *Iliescu Elena*: **Cercetări asupra rezistenţei la coroziune a oţelului inoxidabil feritic cu 17 %Cr.** 195

Avram Maria, Brătescu C., Morait R. şi *Ştefănescu Gh.* : **Contribuţii la studiul fontelor maleabile perlitice** . . 200

Crişan I. : **Cercetări de laborator şi semiindustriale privind cuprarea, zincarea şi cadmierea în electroliţi necianurici** 205

REALIZĂRI TEHNICE

Munteanu P. : **Observaţii privind îmbunătăţirea calibrării la laminorul de platine de la uzinele „Oţelul roşu"** 210

Apostol I. şi *Oncescu M.* : **Determinarea umidităţii amestecului de turnătorie cu ajutorul surselor de neutroni** 213

Pauncev E. : **Aspecte tehnico-economice legate de procesul metalurgic de realizare a sîrmei de cupru de calitate superioară, destinată conductorilor emailaţi** 215

ACTUALITĂŢI ŞI DISCUŢII

Constantinescu C. : **Consideraţii asupra metodologiei de coordonare a proiectelor de execuţie** 220

Rebuşapcă D., Vasilache Maria şi *Orăscu Ş.* : **Automatizarea şi intensificarea proceselor tehnologice, factor principal de creştere a productivităţii muncii în industria siderurgică, în perioada 1959—1964** . . . 224

EXTRASE 225

CRONICĂ 240

RECENZII 241

REVISTA REVISTELOR 245

COMITETUL DE REDACŢIE

M. Alexandru, C. Dragomir, T. Dumitrescu,
C. Hertl, G. Ilin, N. Murguleţ, I. Niţă,
P. Petrescu, V. Popescu, I. Popa, M. Roşianu,
D. Stănescu, N. Sîrbu, A. Şerban, Cl. Ştefănescu,
I. Tripşa, T. Ţecu, P. Wechsler

Redactor responsabil: L. Sofroni
Redactor: Maria Savu

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgic
şi al Consiliului Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor din Republic
Socialistă România — Redacţia şi administraţia, Bucureşti, B-du
Republicii 64, raion Tudor Vladimirescu. Telefon : 13.09.25. Revist
este editată de M.I.M. Abonamentele se primesc la Administraţia re
vistei. Instituţiile pot achita abonamentele pentru biblioteci şi cabi
netele tehnice în contul nostru de virament : 022001 B.N. a Republic
Socialiste România — Filiala 30 Decembrie. M.I.M. — Oficiul d
documentare şi publicaţii tehnice — Bucureşti. Tarif pentru între
prinderi : lei 150 anual ; tarif pentru muncitori, tehnicieni şi ing
neri : lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul : Întreprin
derea Poligrafică Informaţia, str. Brezoianu nr. 23—25. Buc. c. 318

42 406

SOMMAIRE

CD 662.749.2 :665.521.9

David V. et *Kaba E.* : **L'utilisation du coke de pétrole non agglutinant comme dégraissant dans les charges de charbons, à l'usine de coke de Hunedoara.**

Metalurgia 18 (1966), no. 4, p. 185–188

Par des essais de laboratoire et par des cokéfactions en boites on a établi la possibilité d'utiliser le coke de pétrole comme succédané du semi-coke dans les mélanges de charbons, à l'usine de coke de Hunedoara.

CD 669.14–415 :621.79.025 :621.785.3

Franţiu I. et *Laiu N.* : **Aspects du recuit des tôles décapées dans les fours à tunnel.**

Metalurgia 18 (1966), no. 4, p. 189–192

On expose quelques aspects du recuit dans les fours à tunnel, dans le but d'améliorer la qualité des tôles decapées.

CD 662.749.2 :621.869.4 :621–52 :621.039.85

Dumitrescu Th. et *Lică T.* : **L'automatisation du chargement et du déchargement du semi-coke dans les soutes, en se basant sur le contrôle radiométrique du niveau dans la soute.**

Metalurgia 18 (1966), no. 4, p. 192–195

Les auteurs décrivent un dispositif servant à l'automatisation du déchargement ; on emploie deux sources de cobalt 60 de 60 mCi et deux relais γ couplés, par des relais et par des contacteurs, avec le moteur d'entraînement et les becs de signalisation.

CD 669.14.018.8 :669.112.22.8.1 :621.785

Balaban Lidia et *Iliescu Elena* : **Recherches sur la résistance à la corrosion de l'acier inoxydable ferritique à 17 % Cr.**

Metalurgia 18 (1966), no. 4, p. 195–199

Les auteurs ont examiné l'influence du traitement thermique sur le comportement de l'acier du point de vue de la corrosion. Les résultats permettent de préciser l'emploi de cet acier dans certains domaines de l'industrie chimique.

CD 669.131.8 :621.741.38 :621.785

Avram Maria, *Brătescu C.*, *Morait R.* et *Ştefănescu Gh.* : **Contributions à l'étude des fontes malléables perlitiques.**

Metalurgia 18 (1966), no. 4, p. 200–205

On donne les résultats obtenus à l'usine „Semănătoarea" en ce qui concerne l'introduction dans la fabrication de la fonte malléable perlitique et on analyse l'influence de l'élaboration, du coulage et du traitement thermique sur les propriétés mécaniques.

CD 669.387 :669.587 :669.738.57

Crişan I. : **Recherches de laboratoire et demi-industrielles sur le cuivrage, le zincage et le cadmiage dans les électrolytes non cyaniques.**

Metalurgia 18 (1966), no. 4, p. 205–210

L'étude contient les recherches de laboratoire et demi-industrielles dans le but de trouver des électrolytes non cyaniques pour le cuivrage, le zincage et le cadmiage. On indique pour chaque cas la meilleure composition des bains, les conditions de travail, les intervalles admissibles pour varier les différents paramètres et les conditions techniques qui déterminent la qualité des trois types de revêtement.

CD 621.771.228 :621.753.2

Munteanu P. : **Calibrage nouveau, nouveaux paramètres.**

Metalurgia 18 (1966), no. 4, p. 210 – 212

On explique comment a été revu le calibrage du laminoir à platines à l'usine ,,Oțelul roșu''.

CD 621.742.4 :543.812 :543.52

Apostol I. et *Oncescu M.* : **La détermination de l'humidité des sables de fonderie à l'aide des sources de neutrons.**

Metalurgia 18 (1966), no. 4, p. 213 – 216

Des recherches ont été faites afin d'établir la teneur en eau des sables de moulage ; on présente les résultats obtenus à l'aide d'une installation radiométrique qui détermine l'hydrogène présent dans le matériau humide par le ralentissement de l'émission des neutrons rapides émis par la sonde.

CD 669.36 = 426 :621.315.5

Pauncev E. : **L'amélioration du processus métallurgique de réalisation du fil de cuivre de qualité supérieure pour conducteurs émaillés.**

Metalurgia 18 (1966), no. 4, p. 216 – 219

On présente les problèmes difficiles soulevés par le processus métallurgique de réalisation du fil de cuivre de qualité supérieure pour conducteurs émaillés, l'expérience acquise, l'amélioration du processus ainsi que les moyens qui servent actuellement à résoudre ces problèmes.

CD 621.001.13

Constantinescu C. : **Considérations sur la méthodologie de la coordination des projets d'exécution.**

Metalurgia 18 (1966), no. 4, p. 220 – 223

On montre comment doit se développer l'activité du technologue en ce qui concerne l'élaboration des thèmes, la coordination et les travaux finals se rapportant aux projets d'exécution.

CD 669.1 :621 – 52

Rebușapcă D., *Vasilache Maria* et *Orăscu Ș.* : **L'automatisation et l'intensification des processus technologiques, facteurs principaux de l'augmentation de la productivité du travail dans la sidérurgie en** 1959 — 1964.

Metalurgia 18 (1966), no. 4, p. 224 – 226

On examine l'influence de l'automatisation et de l'adoption des procédés technologiques modernes sur l'augmentation de la productivité du travail. On précise certaines corrélations entre l'équipement technique et électroénergétique, l'augmentation de la production et des fonds fixes, l'indice d'utilisation intensive et extensive de certains outillages, d'une part, et l'augmentation de la productivité du travail, de l'autre.

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 662.749.2 :665.521.9

Давид В. и *Каба Е.* : **Использование нефтяного неаглютинирующегося кокса в качестве обезжиривающего средства в угольных шихтах на Хунедоарском коксохимическом заводе.**

Metalurgia 18 (1966), № 4, стр. 185 – 188

В результате лабораторных испытаний и коксификации в коробках, установлена возможность применения нефтяного кокса в качестве заменителя полукокса в применяемых Хунедоарсхим коксохимическим заводов угольных смесях

ДК 669.14–415 :621.79.025 :621.785.3

Франциу И. и *Лаю Н.*: **Аспекты отжига декапированной жести в туннельных печах.**

Metalurgia 18 (1966), № 4, стр. 189–192

Рассматривается ряд вопросов отжига в туннельных печах связанных с повышением качества декапированной жести.

ДК 662.749.2 :621.869.4 :621–52 :621.039.85

Думитреску Т. и *Лика Т.*: **Автоматизация загрузки и выгрузки полукокса в карбофлюидные бункеры на основании радиометрического контроля уровня в бункере.**

Metalurgia 18 (1966), № 4, стр. 192–195

Описывается приспособление для автоматизации выгрузки с использованием двух источников кобальта 60 в 60 mCi и двух γ-реле, подключенных с помощью реле и контакторов к приводному двигателю и сигнальным лампочкам

ДК 669.14.018.8 :669.112.228.1 :621.785

Балабан Лидия и *Илиеску Елена:* **Исследования в области коррозионной устойчивости ферритной нержавеющей стали с 17 % Cr.**

Metalurgia 18 (1966), № 4, стр. 195–199

Исследование влияния термообработки на поведение стали в условиях коррозии.

Полученные результаты позволяют дать указания относительно ряда областей применения соответствующих сталей в химической промышленности.

ДК 669.131.8 ; 621.741.38 :621.785

Аврам Мария, Брэтеску К., Мораит Р. и *Штефанеску Г.:* **К вопросу изучения перлитных ковких чугунов.**

Metalurgia 18 (1966), № 4, стр. 200–205

Освещаются результаты опытов проведенных заводом „Семэнэтоаря" по внедрению в производство перлитного ковкого чугуна, причем анализируется влияние факторов плавки, литья и термообработки на механические свойства.

ДК 669.387 :669.587 :667.738.57

Кришан И.: **Лабораторные и полупромышленные испытания омеднения, оцинкования и кадмирования в нецианидных электролитах.**

Metalurgia 18 (1966), № 4, стр. 205–210

В статье освещаются опыты проведенные в лабораторном и в полупромышленном масштабе в целях разработки нецианидных электролитов для омеднения, оцинкования и кадмирования.

Для каждого отдельного случая дается оптимальный состав ванн, описываются условия работы с допускаемыми пределами колебания различных параметров, а также технические качественные условия всех трех типов покрытия.

ДК 621.771.228 :621.753.2

Мунтяну П.: **Новая калибровка, новые параметры.**

Metalurgia 18 (1966), № 4, стр. 210–212

Описывается способ калибровки, примененный на прокатном стане завода „Оцелул Рошу'', выпускающего плоские болванки.

ДК 621.742.4 :543.813 :543.52

Апостол И. и *Онческу М.:* **Определение влажности формовочной смеси посредством нейтронных источников.**

Metalurgia 18 (1966), № 4, стр. 213–216

Для измерения содержания воды в формовочных смесях приводятся результаты, полученные на радиометрической установке для определения водорода, присутствующего в воде влажного материала, посредством замедления излучения быстрых нейтронов из зонда.

ДК 669.36 = 426 :621.315.5

Паунчев Е.: **Усовершенствование металлургического процесса производства высококачественной медной проволоки для эмалированных проводников.**

Metalurgia 18 (1966), № 4, стр. 216–219

Проводится критический обзор сложных вопросов, возникающих в металлургическом процессе выпуска высококачественной медной проволоки, используемой для изготобления эмалированных проводников, освещается опыт приобретенный в этой области, указываются усовершенствования, внедренные в этот процесс и стадия разрешения рассматриваемых вопросов.

ДК 621.001.13

Константинеску К.: **К вопросу методологии и координирования рабочих проектов.**

Metalurgia 18 (1966), № 4, стр. 220–223

Показано, как должна развертываться деятельность технолога при разработке тем, при координировании и заключительных работах по изготовлению рабочих проектов.

ДК 669.1 :621–52

Ребушапка Д., Василаке Мария и *Орэску Ш.:* **Автоматизация и интенсификация технологических процессов — основной фактор повышения производительности труда в секторе черной металлургии за период 1959—1964.**

Metalurgia 18 (1966), № 4, стр. 224–226

Анализируется эффект автоматизации и применения ряда новейших технологических процессов на рост производительности труда. Установлен ряд соотношений между теническими и электроэнергетическим оснащением, ростом производительности и основными фондами, показателем интенсивного и экстенсивного использования оборудования, с одной стороны, и ростом производительности труда — с другой.

INHALTSVERZEICHNIS

DK 662.749.2 :665.521.9

David V. und *Kaba E.* : **Die Verwendung nichtagglutinierten Petroleumkoks als Entfettungsmittel in den Kohlenchargen im koksochemischen Werk Hunedoara.**

Metalurgia 18 (1966), H. 4, S. 185–188

Laborversuche und Kistenverkokungen haben gezeigt, dass der Petroleumkoks den Schwelkoks in Kohlengemischen ersetzen kann, die im koksolchemischen Werk von Hunedoara verwendet werden.

DK 669.14–415 :621.79.025 :621.785.3

Franţiu I. und *Laiu N.* : **Aspeckte des Glühens gebeizter Bleche im Tunnelofen.**

Metalurgia 18 (1966), H. 4, S. 189–192

Es werden einige Aspekte des Glühens im Tunnelofen im
Zusammenhang mit der Qualitätsverbesserung gebeizter
Belche behandelt.

DK 662.749.2 :621.869.4 :621–52 :621.039.85

Dumitrescu Th. und *Lică T.* : **Automation des Ein-und Auslandens von Schwelkoks in Kohlenbunker auf Grund der radiometrischen Kontrolle der Ladehöhe.**

Metalurgia 18 (1966), H, 4, S. 192–195

Es wird eine Vorrichtung zur Automation des Ausladens
eschrieben, bei der zwei Quellen für Kobalt 60 von und
wei Gammarelais verwendet werden, die durch Relais und
ontaktgebern mit dem Antriebsmotor und den Signal-
ampen verbunden sind.

K 669.14.018.8 :669.112.228.1 :621.785

Balaban Lidia und *Iliescu Elena* : **Untersuchungen der Korrosionsfestigkeit des rostfreien Ferriteisens mit 17 % Cr.**

etalurgia 18 (1966), H. 4, S. 195–199

Es wird der Einfluss der Wärmebehandlung auf das Ver-
alten des Stahls vom Standpunkt der Korrosion untersucht.
ie erzielten Ergebnisse erschliesen für den betreffenden
tahl verschiedene Verwendungsbereiche in der chemischen
ndustrie.

K 669.131.8;621.741.38:621.785

vram Maria, *Brătescu C.*, *Morait R.* und *Ştefănescu Gh.* : **Beiträge zum Studium der perlitischen Tempereisen.**

etalurgia 18 (1966), H. 4, S. 200–205

Die Verfasser erläutern die Ergebnisse der Versuche in
em „Semănătoarea"-Werk im Hinblick auf die Einfüh-
ung des perlitischen Tempereines in die Produktion, wobei
er Einfluss verschiedener Faktoren der Erschmelzung, des
iessens und der Wärmebehandlung auf die mechanischen
igenschaften analysiert wird.

K 669.387 :669.587 :667.738.57

rişan I. : **Forschungen im Laboratorium und im halbindustriellen Masstab über Verkupferung, Verzinkung und Verkadmung in zyanlosem Elektrolyt.**

etalurgia 18 (1966), H. 4, S. 205–210

Der Aufsatz gibt einen Überblick über die Versuche im
aboratorium und im halbindustriellen Masstab im Hin-
lick auf die Bereitung zyanalosen Elektrolyts für die Ver-
upferung, Verzinkung und Verkadmung. Für jeden der ein-
elenen Fälle wird die günstigste Badzusammensetzung, die
rbeitsbedingungen, die zulässigen Intervalle für das Variie-
en der verschiedenen Parameter und die technischen Quali-
ätsbedingungen der drei Überzugsarten angegeben.

K 621.771.228 :621.753.2

unteanu P. : **Neue Kalibrierung, neue Parameter.**

etalurgia 18 (1966), H. 4, S. 210–212

Es wird die Art und Weise dargelegt, wie die neue Kali-
ierung beim Platinenwalzwerk im „Oţelul roşu"–Werk
urchgeführt wurde.

K 621.742.4 :543.813 :543.52

postol I. und *Oncescu M.* : **Feuchtigkeitsbestimmung bei Formgemischen mit Hilfe der Neutronenquellen.**

etalurgia 18 (1966), H. 4, S. 213–216

Im Hinblick auf die Messung des Wassergehalts in Form-
mischen werden die, mit Hilfe einer radiometrischen An-
ge zur Bestimmung des Wasserstoffs im Wasser des feuch-
n Materials erzielten Ergebnisse dargelegt. Die Messergeb-
sse werden durch den Strahlungsrückang der von der
uelle ausgestrahlen rapiden Elektronen erzielt.

DK 669.36 = 426 :621.315.5

Pauncev E. : **Verbesserungen des metallurgischen Prozesses bei der Fertigung hochqualitativen Kupferdrahts fü emaillierte Leiter.**

Metalurgia 18 (1966), H. 4, S. 216–219

Der Verfasser erörtert vom kritischen Standpunkt verschiedene schwierige Probleme beim metallurgischen Fertigungsprozess des hochqualitativen Kupferdrahts, der fü die Herstellung emaillierter Leiter bestimmt ist, ferner di in dieser Hinsicht gewonnene Erfahrung, die hierfür eingebrachten Verbesserungen und den Stand, den die Lösung dieser Probleme erreicht hat.

DK 621.001.13

Constantinescu C. : **Betrachtungen über die Koordinierungsmethodologie der Ausführungsprojekte.**

Metalurgia 18 (1966), H. 4, S. 220–223

Der Aufsatz enthält Anleitungen für die Tätigkeit de Technologen bei der Ausarbeitung der Aufgaben, der Koordinierung und der Schlussarbeiten an den Ausführungsprojekten.

DK 669.1 :621–52

Rebușapcă D., *Vasilache Maria* und *Orăscu Ș.* : **Automatio und Intensivierung der technologischen Prozesse, Hauptfaktor der Steigerung der Arbeitsproduktivität in der Hüttenindustrie in der Zeitspanne** 1959–1965.

Metalurgia 18 (1966), H. 4, S. 224–226

Es wird der Einfluss der Automation und der Einführun moderner technologischer Verfahren auf die Steigerung de Arbeitsproduktivität analysiert. Dabei wurden Wechselbeziehungen zwischen der technischen und elektroenergetischen Ausstattung der Arbeit, der Steigerung der Produktion und der Erhöhung der fixen Fonds, der Kennziffer de intensiven und extensiven Nutzung einiger Anlagen einerseits und der Steigerung der Arbeitsproduktivität andererseits festgestellt.

CONTENTS

DC 662.749.2 :665.521.9

David V. and *Kaba E.* : **The utilization of the non-agglutinating oil coke as a lean material in the coal charges fro the Hunedoara Chemical Coking Works.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 4, p. 185–188

The possibility of using the oil coke as a substitute for th semi-coke in the coal mixtures used at the Hunedoara Chemical Coking Works has been determined by laboratory test and box cokings.

DC 669.14–415 :621.79.025 :621.785.3

Franțiu I. and *Laiu N.* : **Some aspects of pickled sheet annealing in tunnel furnaces**

Metalurgia 18 (1966), nr. 4, p. 189–192

Some aspects of annealing in tunnel furnaces connecte with the improvement of the quality of pickled sheets are presented.

DC 662.749.2 :62.869.4 :621–52 :621.039.85

Dumitrescu Th. and *Lică T.* : **The automation of the semi-cok loading and unloading in the carbofluid bunkers based o the radiometric control of the level.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 4, p. 192–195

The description is given of a device for unloading automation using two cobalt 60 sources of 60 m Ci and two γ relay coupled by relays and contactors with the driving engine an the signalling bulbs.

669.14.018.8 :669.112.228.1 :621.785

laban Lidia and *Iliescu Elena* : **Researches concerning the corrosion resistance of the non-corrosive ferritic steel with 17% Cr.**

talurgia 18 (1966), nr. 4, p. 195–199

The influence of the thermic treatment on the behaviour
steel from the viewpoint of corrosion resistance has been
udied. Some utilization fields in the chemical industry are
ggested in the light of the results obtained.

669.131.8; 621.741.38 :621.785

ram Maria, *Brătescu C.*, *Morait R.* and *Ştefănescu Gh.* : **Contributions to the study of malleable pearlitic cast irons.**

talurgia 18 (1966), nr. 4, p. 200–205

The results of experiments carried out at the ,,Semănătoa-
a" Works for introducing into fabrication the malleable
arlitic cast iron are given and the influence of the elabora-
ng, casting and thermic treatment factors on the mechani-
l properties is analysed.

669.387 :669.587 :669.738.57

rişan I. : **Laboratory and semi-industrial researches concerning the copper-, zinc- and cadmium plating in the non-cyanidic electrolytes.**

etalurgia 18 (1966), nr. 4, p. 205–210

The paper describes the tests carried out on a laboratory
d semi-industrial scale în order to elaborate some
on cyanidic electrolytes for copper-, zinc- and cadmium pla-
ng. The optimum bath composition, the working conditions
ith the admissible intervals for varying the different para-
eters and the technical quality conditions of the three types
f platings are given for each particular case.

C 621.771.228 :621.753.2

unteanu P. : **New calibration, new parameters.**

etalurgia 18 (1966), nr. 4, p. 210–212

The way in which the calibration has been checked up
t the platinum mill of the ,,Oţelul roşu" Works is presented.

C 621.742.4 :543.812 :543.52

postol I. and *Oncescu M.* : **Determining the moisture of the moulding sand by means of neutron sources.**

etalurgia 18 (1966), nr. 4, p. 213–216

In connection with the measurement of the water content
f moulding sands, some information is given concerning
he results obtained with a radiometric installation for deter-
nining the hydrogen present in the water of the moist material
y slowing down the emission of rapid neutrons.

DC 669.36.426 :621.315.5

Pauncev E. : **Some improvements in the metallurgical production process of the high-quality copper wire intended for enamelled conductors.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 4, p. 216–219

The difficult problems met with in producing high-quality copper wire intended for the manufacture of enamelled conductors are critically discussed. Some informatin is also given concerning the experience gathered in this field, the improvements brought to this process and the stage reached in solving these problems.

DC 621.001.13

Constantinescu C. : **Some considerations concerning the c**
dination methodology of execution designs.

Metalurgia 18 (1966), nr. 4, p. 220–223

Some suggestions are made concerning the activity of
technologists in working out the themes coordinating
designing activities and giving the final touch to the
cution designs.

DC 669.1 :621–52

Rebuşapcă D., *Vasilache Maria* and *Orăscu Ş.* : **The auto**
tion and intensification of the technological processes
a main increase factor of the labour productivity in the
derurgical industry during the 1959–1964 period.

Metalurgia 18 (1966), nr. 4, p. 224–226

The influence of automation and of some up-to-d
technological processes on the increase of labour producti
are analysed. Some correlations between the technical
electroenergetic equipment, the increase of production
fixed funds, the intensive and extensive utilization index
some equipment on the one hand and the increase of lab
productivity on the other have been established.

ORSZÁGOS MŰ DOKUMENTÁCIÓS 1883 KÖZPONT

METALURGIA

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL ÎNGINERILOR
ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

ANUL 18
Nr. 4
APRILIE
1966
BUCUREŞTI

STUDII ŞI CERCETĂRI

C Z 662.749.2 :665.521.9

Utilizarea cocsului de petrol neaglutinant, ca degresant în şarjele de cărbuni de la Uzina cocsochimică—Hunedoara*

Ing. V. DAVID şi ing. E. KABA
Combinatul siderurgic—Hunedoara

Producerea la Uzina cocsochimică—Hunedoara, prin procedeul clasic, a cocsului metalurgic cu rezistenţă mecanică ridicată, din amestecuri de cărbuni avînd drept component de bază huile de gaz din Valea Jiului (L. U. V.), este condiţionată şi de o degresare corespunzătoare a acestora. Degresanţii utilizaţi în acest caz sînt semicocsul şi huilele aglutinante, cu conţinut relativ redus de materii volatile, în proporţii stabilite ca optime pentru fiecare amestec în parte.

Ca prim rezultat al examinării unor materiale carbonice existente în ţară şi susceptibile de a fi utilizate ca adaosuri în şarja de cocsificare, s-a stabilit oportunitatea efectuării încercărilor de introducere în şarjă a cocsului de petrol.

Aceste încercări erau justificate de estimările privind disponibilul pe 1965 şi caracteristicile chimice ale cocsului de petrol, aşa cum rezultă din datele comparative prezentate în tabela 1.

Tabela 1

Parametrii analizei tehnice, raportaţi la masa uscată, %	Cărbuni de bază (L.U.V.)	Cărbuni de import		Semicocs	Cocs de petrol
		amelioranţi	degresanţi		
Materii volatile	38,6—40	26—31	19—24	14 —17	10—12,5
Conţinut de cenuşă	8,5— 8,8	6—12	9—12	12 —14,3	1— 3,6
Conţinut de sulf	2,9— 3,1	0,7— 2,6	0,8— 1,3	2,3— 2,7	0,7— 1,2

Cerinţele actuale privind îmbunătăţirea în ansamblu a parametrilor calitativi ai cocsului metalurgic au determinat şi studierea posibilităţilor de reducere a conţinutului de cenuşă şi sulf, deoarece, în condiţiile materiilor prime utilizate la Uzina cocsochimică—Hunedoara, aceste caracteristici au încă o însemnată influenţă negativă asupra economicităţii producţiei de fontă.

Spre deosebire de cocsul de petrol utilizat în anii trecuţi la cocseria de la Reşiţa şi care datorită capacităţii de aglutinare nu a creat probleme deosebite, cocsul de petrol disponibil pentru Uzina cocsochimică—Hunedoara s-a caracterizat prin indici de aglutinare nuli (tabela 2).

Valorile indicilor tehnologici au limitat de la început participarea cocsului de petrol la rolul de înlocuitor al semicocsului, întrucît depăşirea proporţiei optime de material neaglutinant în amestecurile de cocsificare are ca efect o scădere sensibilă a proprietăţilor mecanice ale

---

* La efectuarea lucrărilor de laborator şi industriale au participat ing. I. Bimbea, ing. A. Bîrluţiu, ing. V. Bostan, ing. I. Căbuţă, ing. E. Pavel, ing. Gh. Pavel, ing. M. Popovici şi ing. Fl. Taflan.

Tabela 2

Indici tehnologici	Cocs de petrol	Semicocs
Indice Roga	0	0
Grosimea stratului plastic după Sapojnikov, mm	0	0
Contracția după Sapojnikov, mm	1–5	12–22

cocsului metalurgic [1], [2], cu mențiunea că, în unele cazuri, chiar o înlocuire parțială a semicocsului cu alte materiale (praf de cocs, praf de furnal sau var) au dus, în condiții industriale, la înrăutățirea rezistenței mecanice [1].

Pentru stabilirea posibilităților de utilizare a cocsului de petrol ca înlocuitor al semicocsului și a efectului ameliorant asupra caracteristicilor chimice ale cocsului, a fost efectuat un complex de experimentări în fază de laborator și industrială.

Efectul ameliorant asupra conținutului de cenușă în cazul înlocuirii parțiale sau totale a semicocsului prin cocs de petrol este evident și poate fi determinat suficient de exact pe bază de calcul [3].

Pentru stabilirea elementelor de calcul privind comportarea sulfului în procesul de cocsificare au fost efectuate cocsificări simultane, în condiții industriale, ale unor probe de cîte 3 kg semicocs, cocs petrol și amestec format din părți egale de degresanți.

Rezultatele obținute sînt prezentate în figura 1 și tabela 3.

Tabela 3

Parametrii	Semicocs	Cocs de petrol	Amestec 1 : 1 semicocs și cocs de petrol
Temperatura în verticalele de control, °C	1 377–1 381	1 377–1 381	1 377–1 381
Durata de cocsificare, h	17h45min–17h56min	17h45min–17h56min	17h45min–17h56min
Materii volatile, %	15,03	11,34	13,09
Cenușă, %	12,95	1,78	6,92
Sulf, %	2,54	0,99	1,80
Coeficient de reținere a sulfului, K_{rs}	100,65	94,21	96,37
Grad de reținere R, %	87,3	89,3	86,8

Din figură rezultă că atît coeficienții de reținere (K_{rs}), determinați prin raportul dintre conținutul de sulf al degresanților după cocsificare și conținutul de sulf al degresanților inițiali, cît și gradul de reținere R, % [3], sînt influențați de conținutul de volatile ale degresanților inițiali.

În tabela 3 s-au prezentat numai valorile medii ale coeficienților și gradului de reținere a sulfului, întrucît pentru calculele de rețetă precizia acestora este suficientă, avînd în vedere variațiile volatilelor amestecului degresant și participarea acestuia în șarje.

Din compararea valorii gradului de reținere a amestecului cu valorile corespunzătoare ale componenților, rezultă în mod aparent o anomalie, însă verificarea atentă a datelor analitice și a randamentelor de cocsificare a confirmat valorile obținute*.

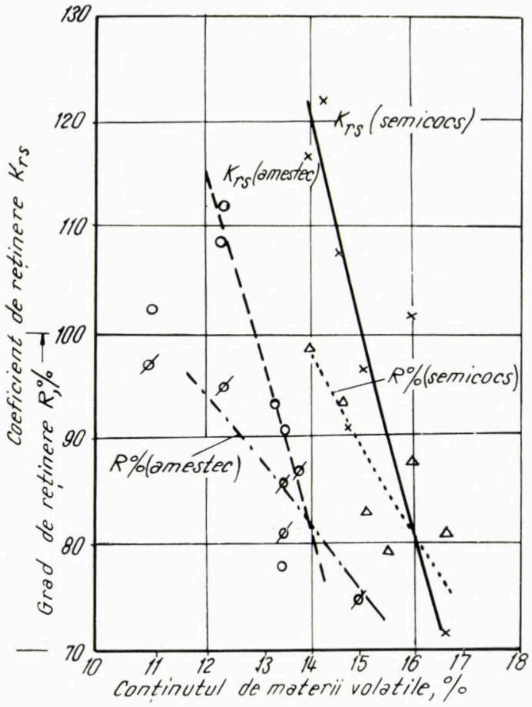


Fig. 1

Pentru verificarea comportării la măcinare a cocsului de petrol au fost efectuate încercări de măcinare separată ale acestuia. Prelucrarea datelor obținute a dus la următoarele :

Curbele granulometrice integrale, exprimînd trecerea prin sitele de control industrial, sînt de formă logaritmică, deci similare cu cele obținute pentru semicocs și amestecurile de cărbuni.

Gradele de mărunțire a celor doi componenți, obținute la trecerile prin patru trepte de măcinare, sînt diferite. Întrucît granulațiile inițiale prezintă deosebiri mari (0—100 mm în cazul cocsului de petrol și 0—5 mm în cazul semicocsului), măcinabilitatea cocsului de petrol a fost stabilită pentru condiții echivalente ale diametrului mediu (fig. 2).

---

* Discutarea acestei anomalii face obiectul unui material aparte, care tratează numai aspectele legate de reținerea sulfului în cocs.

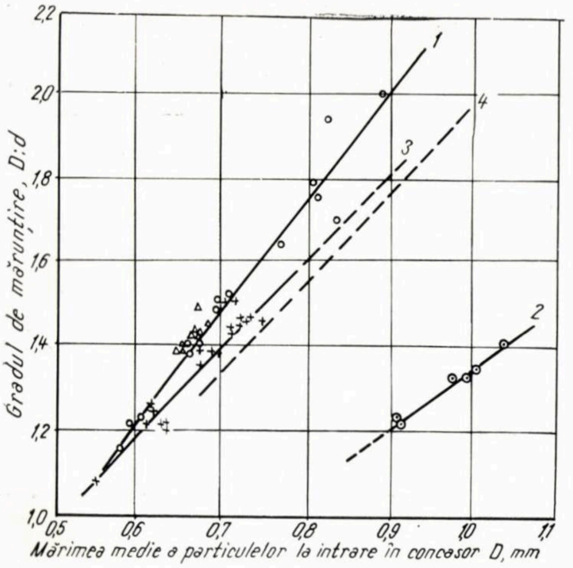


Fig. 2

În figura 2 s-au reprezentat gradele de mărunțire realizate la ultima treaptă de măcinare în concasorul cu ciocane (Q_{nom} = 80 t/h, 1 480 rot/min) în funcție de mărimea medie a granulelor degresantului înaintea ultimei măcinări în moara cu ciocane. Dreapta *1* corespunde datelor obținute pentru semicocs, dreapta *2* corespunde cocsului de petrol, iar dreapta *3*, unui amestec format din 70—80% semicocs și 30—20% cocs de petrol.

În cazul măcinării celor doi componenți, în amestec, s-au obținut rezultate mai bune decît la măcinarea separată cu dozare ulterioară (dreapta *4*).

Luînd ca bază semicocsul, în cazul măcinării separate, rezistența la mărunțire a cocsului de petrol este în medie cu 64% mai mare, influențînd în mod corespunzător uzura ciocanelor.

În condițiile măcinării împreună a celor doi componenți, au fost efectuate loturi industriale, la care s-a urmărit influența asupra rezistenței cocsului, a adaosului de cocs de petrol, în funcție de gradul de degresare a șarjelor. Rezultatele obținute sînt redate parțial în tabela 4.

Din tabelă rezultă că înlocuirea parțială a semicocsului prin cocs de petrol are în general un efect ameliorant asupra rezistenței cocsului. Acest efect este sensibil atît în cazurile unei degresări insuficiente a șarjei (rețetele din grupa I), la șarjele normal degresate (grupa II), cît și în cazurile șarjelor cu structură neechilibrată din punct de vedere al capacității de cocsificare (grupa III). Pentru șarjele bine echilibrate din punct de vedere al capacităților de aglutinare și cocsificare (optimizate) introducerea cocsului de petrol în rețetă permite obținerea nivelului de rezistență maxim pentru structura dată (rețeta R65-44 din grupa II). În cazul șarjelor degresate peste valoarea optimă stabilită prin relațiile de structură, mărirea adaosului de cocs de petrol are efecte negative (grupa IV).

Verificarea efectului ameliorant al cocsului de petrol asupra întregului ansamblu de caracteristici calitative ale cocsului metalurgic s-a efectuat prin urmărirea specială a două loturi la Uzina cocsochimică și la sectorul de furnale din Combinatul siderurgic—Hunedoara. Prin-

Tabela 4

Grupa de rețete	Indicativ rețetă	Componenți ai șarjei *					Nivelul mediu al rezistenței cocsului		Nivelul inferior al rezistenței cocsului	
		L.U.V.	Huile cocs orto	Huile vest	Semicocs	Cocs de petrol	M 40	M 10	M 40	M 10
I	R65—33	54	12	8	7	2	72,5	6	72	7
	R65—32	54	12	8	5	4	73,6	4	71	6
II	R65—34	52	13	10	10	—	73,8	5	71	9
	R65—41	52	13	10	8	2	74,8	5	74	6
	R65—43	52	13	10	7	3	74,4	5	72	6
	R65—44	52	13	10	6	4	75,5	4	73	6
	R65—45	52	13	10	5	5	75,0	5	72	6
	R65—35	52	13	10	4	6	75,3	5	73	6
III	R65—60	52	17	—	10	—	71,5	6	70	8
	R65—58	52	17	—	8	2	72,3	6	70	8
	R65—59	52	17	—	6	4	73,3	6	72	6
IV	R65—51	50	14	3	8	2	74,1	6	73	6
	R65—52	50	14	3	7	3	73,8	5	72	7

* În tabelă au fost menționați numai componenții care structural sînt în raport direct de interdependență cu cocsul de petrol.

cipalele elemente privind loturile speciale sînt redate în tabela 5.

În legătură cu îmbunătățirea caracteristicilor chimice ale cocsului metalurgic, se menționează faptul că reducerea efectivă a conținutului de cenușă a fost de 0,3%, față de 0,5% rezultat din calcul, iar reducerea medie a conținutului de sulf a fost de 0,115%, față de 0,111% calculat, diferențele încadrîndu-se perfect în limitele erorilor de analiză.

Tabela 5

Denumirea indicatorilor urmăriți	Perioada de referință		Perioada experimentală	
	Blocul I de cuptoare	Blocul II de cuptoare	Blocul I de cuptoare	Blocul II de cuptoare
Degresant neaglutinant în șarjă*	10% semicocs		4% semicocs + 6% cocs de petrol	
Granulația degresantului				
— 0,5 mm, %	70,8		68,2	
— 1,0 mm, %	80,2		81,6	
— 3,0 mm, %	99,4		99,04	
Perioada de cocsificare				
— media perioadei, h	17 h 30′	17 h 32′	18 h 10′	18 h 3′
— valoarea minimă înregistrată, h	17 h 10′	17 h 20′	17 h 20′	17 h 5′
Temperatura în verticalele de control				
— media perioadei, °C	1376,5	1376,5	1377,5	1377,5
— variația valorilor medii de baterii, °C	12	11,5	19	10
Cantitatea de cocs metalurgic prcdus, t	24 980		20 766	
Calitatea cocsului				
— Rezistența mecanică medie				
— M40, %	73,9	73,2	75,3	74,6
— M10, %	5,4	5,5	4,9	5,0
— Limita inferioară a nivelelor de rezistență				
— M40	72	72	73	73
— M10	6	7	6	6
— Conținutul de cenușă, %	12,7	12,7	12,4	12,4
— Materii volatile în cocs, %	1,58	1,41	1,60	1,60
— Sulf total în cocs, %	2,10 (2,095)	2,09	1,96 (1,98)	2,02

* Rețeta de bază în perioadele menționate a fost : 52% L.U.V., 7% cărbuni tip 34; 6% cărbuni tip 35; 4% Pj; 7% K; 4% Durham; 10% cărbuni S.U.A. și 10% degresant.

Utilizarea cocsului la furnalele de la Combinatul siderurgic—Hunedoara, de 700 și 1 000 m^3 volum util, a permis determinarea influenței îmbunătățirii calității cocsului asupra consumului specific de cocs. Reducerea consumului de cocs pe seama îmbunătățirii calității acestuia a fost de ordinul a 25 kg cocs/t fontă.

Concluzii

Prin încercări de laborator și cocsificări în cutii s-a determinat posibilitatea utilizării cocsului de petrol ca înlocuitor al semicocsului în amestecurile de cărbuni utilizate la Uzina cocsochimică—Hunedoara.

S-au determinat elementele necesare calculelor privind conținutul de sulf în cocs, pentru rețetele cu cocs de petrol.

S-a determinat comportarea cocsului de petrol în condițiile de măcinare de la Uzina cocsochimică—Hunedoara.

S-a stabilit în condiții industriale efectul ameliorant al cocsului de petrol asupra caracteristicilor fizico-mecanice ale cocsului metalurgic pentru mai multe grupe de rețete cu structuri diferite.

BIBLIOGRAFIE

[1] David V. și Stănescu D. Metalurgia 15, nr. 5, 1963, p. 337—344.

[2] David V. și Kaba E. Metalurgia 17, nr. 10, 1965, p. 513—516.

[3] Barbu I., David V. și Ștefănescu I. *Cartea cocsarului.* București. Editura tehnică, 1964.

CZ 669.14-415 :621.79.025 :621.785.3

Aspecte ale recoacerii tablelor decapate în cuptoare tunel *

Ing. I. FRANŢIU şi ing. N. LAIU
Institutul de cercetări metalurgice

Proprietăţile mecanice şi tehnologice ale tablelor de oţel subţiri decapate, în cazul cînd fabricaţia se desfăşoară în bune condiţii la elaborarea oţelului şi la laminare, depind în măsură hotărîtoare de regimul tratamentului termic, care, în condiţiile existente ale uzinelor noastre de table subţiri, se execută în cuptoare tip tunel.

În cele ce urmează se prezintă unele aspecte ale recoacerii în cuptorul tunel, legate de îmbunătăţirea calităţii tablelor decapate.

Cuptoarele tunel ale uzinei Laminorul de tablă — Galaţi pentru table decapate au următoarele caracteristici principale : lungimea utilă — 32 m ; lăţimea utilă — 2 m ; numărul vagoneţilor — total 13, din care : la preîncălzire — 4 şi la încălzire — 5 ; capacitatea lăzilor din tablă de oţel sudată — 4—7 t ; răcirea la ieşirea din cuptor — sub gaz protector ; combustibilul utilizat — gaz metan ; reglarea regimului termic — automatizată.

În anul 1963, la această uzină s-a urmărit mai îndeaproape la recoacere un număr de 100 loturi de table decapate, în medie de circa 5 t fiecare, înregistrîndu-se parametrii tehnologici realizaţi şi rezultatele verificării proprietăţilor mecanice, tehnologice şi structurale.

În vederea prelucrării şi interpretării acestor date s-au folosit următoarele relaţii empirice, stabilite pe baza sistematizării şi prelucrării matematico-statistice a unor date de exploatare anterioare [1], [2], [3] :

$$h_1 = 11{,}51 + 0{,}92\, i - \frac{5{,}4}{1\,000} t - 1{,}77\, g, \qquad (1)$$

unde :

h_1 este timpul minim de menţinere a vagonetului cu lada de recoacere în zona de încălzire a cuptorului, h (timp necesar pentru a obţine cu probabilitate maximă relativă calitatea TDA prescrisă în STAS 1988-59, tabela 5) ;

i — cantitatea totală de tablă încărcată în lada de recoacere, t ;

t — temperatura măsurată în partea de mijloc a zonei de încălzire a cuptorului, °C ;

g — grosimea tablelor încărcate în lada de recoacere, mm.

Încercarea de a completa relaţia (1) cu un factor care să ţină seamă de compoziţia chimică a oţelului a dus la relaţia următoare :

$$h_2 = 14\, C_R - 0{,}5\, g - 0{,}25\, i + \frac{14}{1\,000} t - 5, \qquad (2)$$

unde :

C_R este coeficientul de referinţă admis pentru compoziţia chimică. El se calculează în funcţie de conţinuturile în procente ale elementelor : C, Mn, P şi S (determinate la analiza chimică a şarjei de oţel), din relaţia :

$$C_R = \%\,\mathrm{C} + \frac{\%\mathrm{Mn}}{4{,}6} + \frac{\%(\mathrm{P} + \mathrm{S})}{2{,}6}. \qquad (3)$$

Mărimile 4,6 şi 2,6 corespund aproximativ cu cele ale raportului dintre greutăţile atomice ale manganului, respectiv ale fosforului şi sulfului şi cea a carbonului.

Din verificarea în decursul timpului a formulelor (1) şi (2) s-a tras concluzia că valorile situate între rezultatele calculate cu acestea sînt practic cele mai bune. De aceea, din cele două formule s-a calculat relaţia medie următoare :

$$h_4 = 7\, C_R + 0{,}3\, i + \frac{4{,}5}{1\,000} t + 3{,}3 - 1{,}1 g. \qquad (4)$$

În cazul în care nu se cunoaşte compoziţia chimică a oţelului din care s-au laminat tablele, se aplică coeficientul de referinţă $C_R = 0{,}185$ în relaţia (4) care, combinată din nou cu relaţia (1) şi ajustată, devine :

$$h_5 = 8{,}2 + 0{,}6\, i - \frac{0{,}4}{1\,000} t - 1{,}4\, g. \qquad (5)$$

Coeficientul de referinţă $C_R = 0{,}185$ este calculat plecînd de la compoziţiile chimice prescrise în STAS 1988-59, STAS 6450-61 şi de la cele medii realizate în practica de elaborare a uzinei „Oţelul roşu”.

Pentru determinarea regimurilor de recoacere optime şi pentru controlul regimurilo raplicate efectiv în practică s-au folosit relaţiile (1) şi (4) pentru verificări prin sondaj. Ca bază comună de comparaţie a rezultatelor obţinute la diferite loturi de tablă urmărite la recoacere s-a luat raportul dintre timpul de menţinere efectiv realizat în zona de încălzire a cuptorului tunel (h_r) şi acela calculat cu ajutorul relaţiilor menţionate (h_c), adică : $R_r = h_r : h_c$ ($c = 1$ şi 4).

---

* Uzinele colaboratoare sînt : Uzina Laminorul de tablă — Galaţi şi Uzina „Ciocanul” — Nădrag.

Valoarea subunitară a raportului arată că regimul termic este necorespunzător, iar valoarea supraunitară arată că recoacerea a fost bună. Rezultatele verificărilor prin sondaj ale regimurilor de recoacere aplicate în perioade diferite, folosind relația (1), se dau în tabela 1.

Tabela 1

Perioadele verificărilor prin sondaj	Grosimile tablelor urmărite, mm	Numărul loturilor (lăzilor) urmărite	Loturi bine recoapte $h_r : h_1 \geqslant 1$	
			număr	%
1960 – trim. III	0,4–1,5	40	8	20
1963 – trim. III	0,4–1,5	63	15	24
	2,0	37	34	92
1965 – trim. III	0,4–1,0	40	24	60

Din tabela 1 se vede că, la recoacerea tablelor de 0,4–1,5 mm, respectarea regimului termic bun se face în mai mică măsură decît la tablele de 2 mm și mai groase, iar în anul 1965, cu toate că la tablele de 0,4–1,0 mm recoacerea se execută corect cu frecvență mai bună, este posibilă încă și necesară îmbunătățirea sensibilă a disciplinei tehnologice.

Influența pe care o are procesul de recoacere, caracterizat prin raportul $R_r = h_r : h_c$, asupra proprietăților mecanice, tehnologice și structurale ale tablelor decapate, se ilustrează prin exemplele prezentate în continuare, care dovedesc în același timp utilitatea formulelor empirice propuse ca instrument de lucru pentru determinarea prealabilă și verificarea aplicării unui regim corect de recoacere.

Sistematizînd datele obținute la urmărirea și verificarea loturilor în număr mai mare din perioada a doua (tabela 1), s-au cercetat legăturile următoare: variația indicatorului Erichsen comparativ al proprietății de ambutisare, notat cu e, %, în funcție de raportul R_r (fig. 1) și în funcție de raportul R'_r (fig. 2); variația alungirii medii determinate din valorile în direcție longitudinală și transversală față de direcția de laminare, notată cu δ, în funcție de raportul R_r (fig. 3) și în funcție de raportul R'_r (fig. 4).

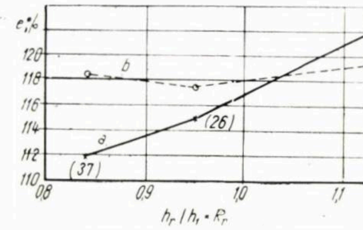


Fig. 1

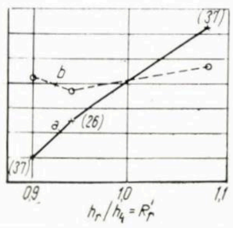


Fig. 2

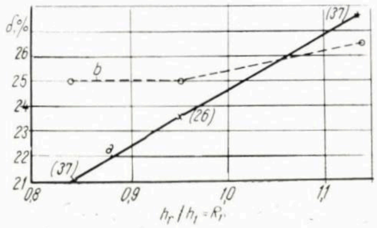


Fig. 3

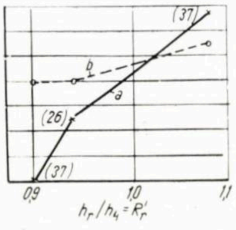


Fig. 4

Indicatorul Erichsen comparativ al proprietății de ambutisare a fost introdus ca noțiune și folosit în vederea urmăririi mai ușoare în tabele și diagrame a rezultatelor obținute la proba Erichsen, în comparație cu prescripțiile minime din STAS 1988-59. Aceste prescripții se dau în milimetri și variază cu grosimea tablelor încercate. De aceea s-a notat cu e raportul, exprimat în procente, între indicele Erichsen, în mm, determinat pe probele de tablă conform STAS 2112-63 și adîncimea minimă a calotei prescrisă în tabela 5 din STAS 1988-59 pentru calitatea TD. Din această tabelă se deduce că la tablele decapate de ambutisare de 0,45–2 mm grosime, marca TDA, indicatorul comparativ trebuie să depășească limitele minime $e = 118-120\%$. Valorile indicatorului e mai mari decît 100% corespund calității TD. Respectarea duratelor de recoacere, calculate cu relațiile (1), (2), (4) și (5) asigură, cu probabilitate maximă relativă, obținerea calității TDA.

Cu R_r se notează raportul dintre durata efectivă de menținere a lăzii de recoacere în zona de încălzire și durata calculată cu relația (1), iar cu R'_r, raportul care are la numitor durata calculată cu relația (4). În comparație cu relația (1), relația (4) ține seamă în plus de compoziția chimică a șarjei de oțel. Este de așteptat ca, cu cît se ia în considerare un număr mai mare din parametrii care influențează procesul tehnologic, cu atît mai apropiate de realitate să fie rezultatele calculate cu relația dată. Acest lucru se confirmă în cazul dat, dacă se compară figurile 1 și 3 respectiv cu figurile 2 și 4. În figurile 1–4 curbele a reprezintă valorile realizate, curbele b, valorile minime după STAS 1988-59, iar cifrele din paranteze indică numărul loturilor care stau la baza valorii medii din punctul respectiv.

Se vede că la valorile subunitare ale rapoartelor R_r și R'_r, privind respectarea duratei de încălzire la recoacere, valorile indicatorului comparativ de ambutisare e și cele ale alungirii δ se situează sub valorile minime prescrise în standarde. Locurile în care valorile e și δ de pe dreapta medie a realizărilor încep să depășească limitele minime prescrise în standard se găsesc în dreptul valorilor mai mari de unitate ale rapoartelor R_r și R'_r. Se observă de asemenea că valorile acestea ale raportului R'_r, calculat cu relația (4), care ține seamă și de compoziția chimică, tind să se apropie mai mult de unitate, decît cele ale raportului R_r.

Restrîngînd cercetarea numai la tablele decapate, de 2 mm grosime, destinate buteliilor de gaze lichefiate, valorile indicatorului comparativ de ambutisare e și ale alungirii δ s-au reprezentat în figura 5 în funcție de valorile raportului R_r. Valorile maxime ale acestor indicatori se situează în dreptul valorii 1,05 a raportului R_r.

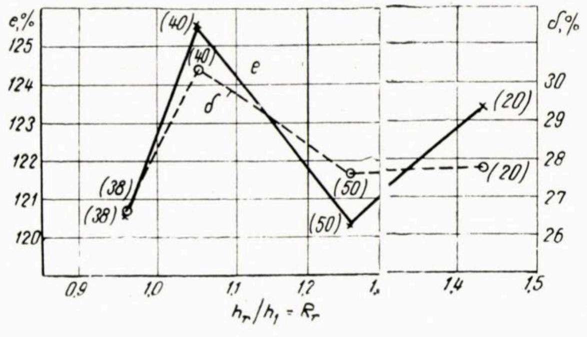


Fig. 5

Pentru valorile acestui raport mai mici sau mai mari decît 1,05 indicatorii de calitate se înrăutățesc sensibil.

Cercetînd comparativ numai loturile de table decapate de 2 mm, provenite din aceeași șarjă de oțel, în ceea ce privește alungirea δ s-au obținut pentru două șarje valorile reprezentate în figura 6. Valorile maxime ale alungirii se găsesc în intervalul 1,04—1,1 al raportului R_r, alura variației fiind similară cu cea din figura 5. Cifrele din parantezele din figurile 5 și 6 indică numărul probelor executate, o determinare a indicelui Erichsen reprezentînd media a trei calote ambutisate.

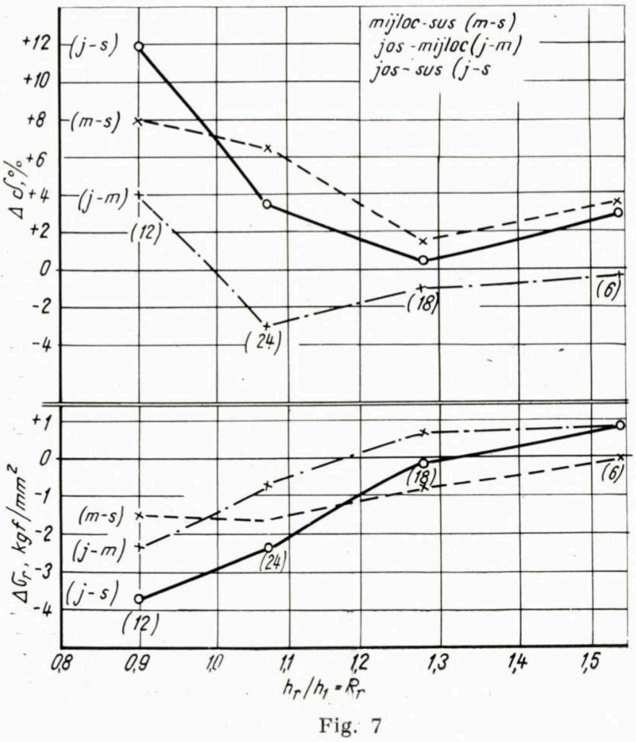


Fig. 7

Îmbunătățirea proprietăților tablelor decapate comportă, pe lîngă atingerea unor valori medii cît mai ridicate, și realizarea unei omogenități bune a acestor proprietăți de la foaie la foaie și în cuprinsul aceleiași foi de tablă.

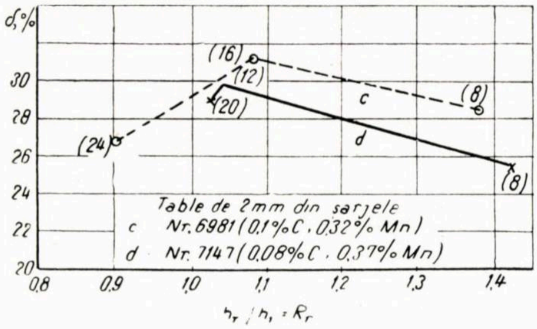


Fig. 6

În figura 7 sînt reprezentate diferențele dintre valorile medii, determinate pe foi alese din trei poziții diferite din stiva de table recoapte, pentru alungirea δ și rezistența σ_r a tablelor decapate, de 2 mm grosime. Variația acestor valori se dă în funcție de raportul R_r. Sînt reprezentate diferențele valorilor determinate pe table luate din partea de sus, din partea de mijloc și din partea de jos a stivei de table recoapte.

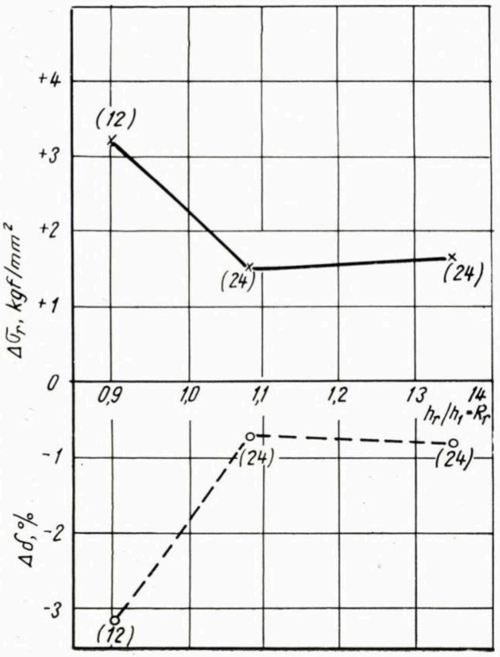


Fig. 8

În figura 8 s-au reprezentat, tot în funcție de raportul R_r, diferențele dintre valorile alungirii δ și cele ale rezistenței σ_r pe aceeași foaie de 2 mm grosime, determinate în direcție transversală şi longitudială faţă de direcţia de laminare.

Din figurile 7 şi 8 se constată că diferenţele minime, deci omogenitatea optimă a proprietăţilor mecanice ale tablelor se situează aproximativ în regiunea valorilor 1,05–1,3 pentru raportul R_r de respectare a duratei de încălzire la recoacere.

În concluzie, se poate spune că aspectele prezentate ilustrează în general posibilitatea practică de urmărire statistică a procesului de recoacere în fabricaţia tablelor decapate cu relaţii empirice şi arată îmbunătăţirile ce pot fi aduse cu instalaţiile existente în ceea ce priveşte valorile şi omogenitatea caracteristicilor mecanice şi tehnologice, în acelaşi timp cu mărirea proporţiei de table calitativ superioare.

În cazul concret al uzinei Laminorul de tablă—Galaţi, aplicarea relaţiilor (4) şi (5) este utilă în vederea determinării duratei minime de încălzire la recoacere.

Duratele optime rezultă a fi cele corespunzătoare valorilor din intervalul 1,05–1,25 ale coeficientului R_r.

Cu toate îmbunătăţirile posibile de adus în procesul de fabricaţie la laminoarele existente cu instalaţiile de care acestea dispun în prezent (cuptoare de recoacere tunel şi fără posibilitate de laminare la rece) calităţile superioare de table subţiri care se pot produce rămîn tablele decapate pentru solicitări normale de ambutisare şi, excepţional, prin selecţionare în cantităţi limitate, table pentru ambutisare adîncă, însă cu suprafaţa aşa cum rezultă din laminare la cald şi eventual dresate cu reducere de 1–2%.

Fabricaţia tablelor pentru ambutisare foarte adîncă, pentru caroserii de autovehicule, şi satisfacerea nevoilor cantitative crescînde ale consumatorilor de table subţiri de calitate la nivelul cel mai ridicat al standardelor străine se va asigura prin intrarea în funcţiune a liniilor moderne de laminat la cald şi la rece benzi late şi table subţiri la Combinatul siderurgic „Gheorghe Gheorghiu-Dej" din Galaţi.

BIBLIOGRAFIE

[1] Cercetări metalurgice, vol. 4, Bucureşti, ICEM, 1962, p. 131–132.

[2] Franţiu I. *Valorificarea unor date de exploatare privind recoacerea tablelor subţiri de oţel.* Metalurgia şi Construcţia de maşini 13, nr. 4, 1961, p. 279–282.

[3] Franţiu I. şi Nicolau A. *Stabilirea de relaţii practice prin valorificarea unor date urmărite la recoacerea tablelor subţiri de oţel.* Metalurgia 15, nr. 9, 1963, p. 538–541.

CZ 662.749.2 :621.869.4 :621–52.621.039.85

Automatizarea încărcării şi descărcării semicocsului în buncărele carbofluid, pe baza controlului radiometric al nivelului în buncăr

Ing. TH. DUMITRESCU şi fiz. T. LICĂ
Institutul de cercetări metalurgice

În cercetările anterioare [1] s-a realizat un releu de radiaţii gama care permite controlul nivelului de semicocs la partea inferioară a buncărului carbofluid prin semnalizare optică.

Prin aceste cercetări s-a rezolvat numai parţial problema controlului nivelului de semicocs în buncărele carbofluid, care constă în controlul încărcării (umplerii) şi descărcării (golirii) semicocsului în aceste buncăre, adică controlul nivelului de semicocs la două orizonturi. Pentru rezolvarea completă a problemei s-au continuat cercetările, urmărind, în afara controlului nivelului de semicocs prin semnalizare optică, la partea inferioară şi superioară a buncărului carbofluid, cu relee de radiaţii gama, automatizarea încărcării şi descărcării semicocsului din buncăr pe baza controlului radiometric al nivelului, adică la umplerea buncărului cu semicocs pînă la nivelul inferior se pune în funcţiune în mod automat sasul de evacuare, iar la golirea lui pînă la nivelul inferior se opreşte funcţionarea acestui sas.

Controlul radiometric al nivelului de semicocs la partea inferioară şi superioară a buncărului s-a făcut cu ajutorul a două relee de radiaţii gama (fig. 1 : *1*—sursă de radiaţii gama ; *2*—detector de radiaţii ; *3*—amplificator electronic ; *4*—releu de telecomunicaţii ; 5—stabilizator de tensiune cu ferorezonanţă ; *6*—releu basculant cu mercur ; *7*—întrerupător cu buton de presiune acţionat electromagnetic ; *8*—contactor tetrapolar în aer ; *9*—întrerupător dublu cu butoni ; *10*—bec de semnalizare ; *11*—electromotor ; *12*—supapă electromagnetică ; *13*—tub de legătură ciclon-buncăr; *14*—buncăr; *15*—sas de evacuare; *16*—răcitor de semicocs).

Activitatea sursei de radiații s-a calculat ținînd seamă de diametrul buncărului și de grosimea diferitelor materiale din care sînt

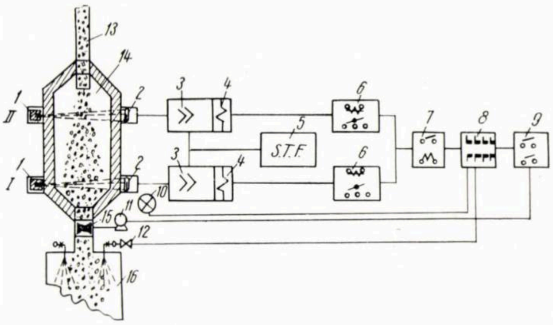


Fig. 1

construiți pereții, precum și de sensibilitatea amplificatorului electronic (numărul de pulsuri pe minut necesar pentru acționarea releului de telecomunicații).

Amplificatorul electronic utilizat s-a construit luînd ca bază schema electronică a amplificatorului sovietic ,,Lenghiproșaht'', deoarece se specifică în literatură [2] că acest tip de amplificator electronic a trecut cu succes experimentările de lungă durată.

Schema de principiu a amplificatorului electronic realizat se arată în figura 2 (s—sursă de radiații gama, auxiliară; d—detector de radiații; R_e —releu electromagnetic de telecomunicații; L_2, L_3—becuri semnalizatoare de control: T_1, T_2, T_3 —tuburi electronice; T_r — transformator; R_1, R_8 —rezistență chimică; C_1, C_2, C_4—condensatori ficși; C_3, C_5, C_6, C_7 —condensatori electrolitici; S_g —siguranță fuzibilă.

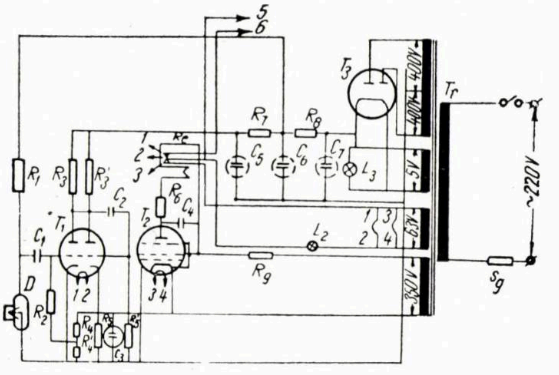


Fig. 2

Controlul nivelului de semicocs în buncărul carbofluid, prin semnalizare optică, pe baza releelor de radiații gama, se face în modul următor: radiațiile gama emise de sursa *1* străbat buncărul de semicocs și ajung la detectorul de radiații *2* (fig. 1).

Cînd buncărul este gol în dreptul fascicolului de radiații, intensitatea transmisă în detector este mai mare, iar curentul anodic al amplificatorului electronic este mai mic și releul de telecomunicații se deschide; ca urmare releul basculant cu mercur este anclanșat și becul de semnalizare se stinge.

La umplerea cu semicocs a buncărului în dreptul fascicolului de radiații, intensitatea transmisă în detector este mai mică, radiațiile fiind absorbite parțial de semicocs.

Fascicolul de radiații transmis fiind mai mic, curentul anodic al amplificatorului este mai mare, deci releele de telecomunicații și basculante cu mercur acționează în mod invers și becul de semnalizare se aprinde.

În funcție de semnalizarea becurilor operatorul pornește sau oprește electromotorul, care acționează sasul de evacuare al semicocsului din buncăr, și anume cînd ambele becuri sînt aprinse, buncărul este plin cu semicocs și se dă drumul la evacuare, iar cînd ambele becuri s-au stins, buncărul este gol și se oprește evacuarea semicocsului.

Studiind funcționarea releelor de radiații gama în timpul unui ciclu de umplere și golire a buncărului carbofluid cu semicocs *3* s-a conceput instalația de automatizare, a cărei schemă bloc este reprezentată în figura 1.

Această instalație se compune din: două relee de radiații gama și un dispozitiv electromagnetic de automatizare. Dispozitivul electromagnetic de automatizare (fig. 1) este format din: releele basculante cu mercur *6*, întrerupătorul cu buton de presiune acționat electromagnetic *7*, contactorul tetrapolar în aer *8*, întrerupătorul dublu cu butoni *9*, becul de semnalizare *10*, supapa electromagnetică *12* și electromotorul *11* care acționează sasul de evacuare al buncărului *15*.

Schema de principiu a dispozitivului electromagnetic de automatizare se arată în figura 3 (R_b — releu basculant cu mercur; I_p — întrerupător cu buton de presiune acționat electromagnetic; C_n — contactor tetrapolar; I_d — întrerupător dublu cu butoni; M—electromotor; S—supapă electromagnetică; B—bec de semnalizare).

În timpul unui ciclu (încărcare, descărcare a semicocsului din buncăr carbofluid) instalația de automatizare funcționează în modul următor: cînd buncărul este gol în dreptul releelor de radiații gama, releele de telecomunicații ale amplificatoarelor electronice sînt deschise, becurile semnalizatoare de control sînt stinse, releele basculante cu mercur R_b sînt anclanșate, circuitul contactorului C_n este deschis, becul de semnalizare de la buncăr stins, iar electromotorul sasului de evacuare și supapa electromagnetică a apei de răcire sînt oprite, deci buncărul se încarcă cu semicocs, evacuarea fiind oprită (fig. 1). Semicocsul din buncăr trebuie răcit cu apă, deoarece are o temperatură ridicată (cca. 500°C) și ar arde banda de transport. Răcirea se face prin stropire cu apă în răcitorul așezat sub buncăr (fig. 1), închiderea și deschiderea apei fiind executată automat de supapa electromagnetică.

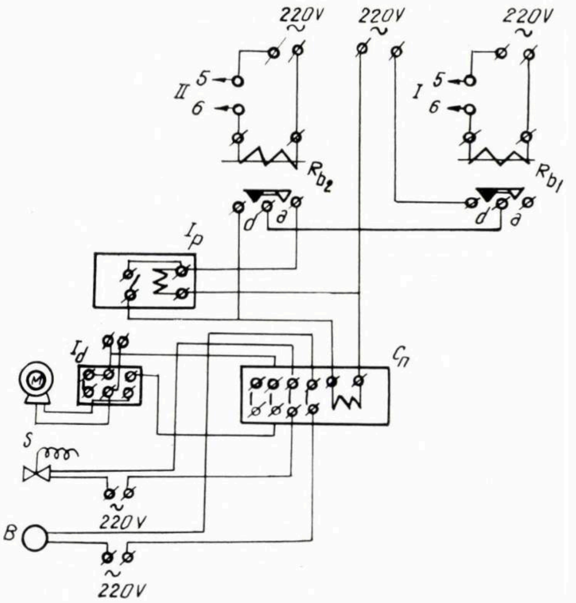


Fig. 3

Prin umplerea buncărului, semicocsul depășește întîi nivelul inferior din dreptul primului releu de radiații gama *I* (fig. 3), fascicolul de radiații este atenuat și deci releul de telecomunicații respectiv se închide, releul basculant cu mercur corespunzător R_{b1} este declanșat și circuitul contactorului rămîne deschis, deoarece releul basculant cu mercur R_{b2} al releului de radiații gama de la nivelul superior al buncărului este anclanșat și întrerupătorul cu buton de presiune acționat electromagnetic se află în poziția deschis (poziție inițială). La umplerea buncărului cu semicocs și în dreptul releului de radiații gama, de la partea superioară se produce atenuarea fascicolului de radiații și releul de telecomunicații al amplificatorului respectiv se închide, iar cel basculant cu mercur R_{b2} este declanșat, circuitul contactorului se închide, deci se pune în funcțiune electromotorul sasului de evacuare (începe descărcarea semicocsului), se deschide supapa electromagnetică (începe să curgă apa de răcire) și se aprinde becul de semnalizare, circuitele respective fiind închise de contactor.

Prin urmare, cînd buncărul este plin cu semicocs, releele de telecomunicații ale ambelor amplificatoare electronice sînt închise, ambele relee basculante cu mercur sînt declanșate, deci circuitul contactorului este închis și se pun în funcțiune — prin închiderea circuitelor respective — electromotorul *M*, supapa electromagnetică *S* și se aprinde becul de semnalizare *B*.

Prin pornirea electromotorului, care acționează sasul buncărului, începe evacuarea și, la un moment dat, buncărul se golește de semicocs, în dreptul releului de radiații gama superior (fig. 3).

Din această cauză releul de telecomunicații respetiv se deschide, releul basculant cu mercur R_{b2} este anclanșat, se pune în funcțiune întrerupătorul cu buton de presiune acționat electromagnetic care trece în poziția închis și deci închide circuitul contactorului, deschis de releul R_{b2}, așa că nu se schimbă nimic în sistem și evacuarea continuă, electromotorul sasului de evacuare fiind în funcțiune. La golirea buncărului de semicocs și în dreptul releului de radiații gama de la partea inferioară (fig. 3) se deschide releul de telecomunicații și se anclanșează releul basculant cu mercur R_{b1}. Prin aceasta se întrerupe circuitul contactorului și deci electromotorul sasului de evacuare se oprește, supapa electromagnetică se închide, becul de semnalizare de la buncăr se stinge, așadar evacuarea este oprită și începe un nou ciclu de încărcare și descărcare a semicocsului din buncăr. Prin anclanșarea releului R_{b1} se întrerupe și circuitul întrerupătorului cu buton de presiune acționat electromagnetic. Acest circuit se închide la ciclul următor, cînd releul R_{b1} declanșează și întrerupătorul trece în poziția deschis. Întrerupătorul cu buton de presiune este închis și deschis în mod alternativ, numai la închiderea circuitului electromagnetic care îl acționează.

Întrerupătorul dublu cu butoni, cu acționare separată a întrerupătoarelor respective, montat în circuitul electromotorului sasului de evacuare, dă posibilitatea să se treacă la acționarea manuală obișnuită, cînd se produce o defecțiune în instalația de automatizare.

Prototipul acestei instalații de automatizare a fost experimentat timp de o săptămînă la instalațiile de semicocsificare prin fluidizare de la uzina „Victoria"—Călan. Aceste experimentări au arătat că instalația de automatizare corespunde scopului urmărit, și anume, evită blocarea sasului de evacuare și duce la un proces tehnologic rațional printr-o încărcare și descărcare ritmică a semicocsului din buncărele carbofluide.

Instalația de automatizare a încărcării și descărcării semicocsului din buncărele carbofluid, bazată pe indicarea nivelului semicocsului cu relee de radiații gama, este o instalație simplă, relativ ieftină, care îmbunătățește procesul de semicocsificare prin fluidizare.

Această instalație se poate aplica la automatizarea încărcării și descărcării materialelor în orice rezervoare închise, cu condiția ca activitatea sursei de radiații să fie corespunzătoare.

BIBLIOGRAFIE

[1] Dumitrescu Th., Ionescu D., Păun A. și Cosma M. *Controlul radiometric al descărcării semicocsului în instalațiile de semicocsificare prin fluidizare.* Cercetări metalurgice și miniere, nr. 3, 1961.

[2] Visinevski E. V. și Zabiakin V. P. *Dalciki v shemah avtomatizații tehnologhiceskih professov obogatitelinîh fabrik.* Moscova, Gosudarstvennoe energheticeskoe izdatelistvo, 1961.

[3] Dumitrescu Th. și Lică T. *Dispozitiv electromagnetic pentru automatizarea umplerii și golirii rezervoarelor închise, pe baza controlului nivelului cu relee de radiații gama.* Tehnica nucleară, nr. 4, 1963.

CZ 669.14.018.8 :669.112.228.1 :621.785

Cercetări asupra rezistenței la coroziune a oțelului inoxidabil feritic cu 17% Cr

Chim. LIDIA BALABAN și ing. ELENA ILIESCU
Institutul de cercetări metalurgice

Pentru utilizarea mai judicioasă a oțelurilor inoxidabile, îndeosebi a celor aliate cu nichel, la ICEM s-a început studierea rezistenței la coroziune a unor oțeluri inoxidabile mai ieftine ca, de exemplu, oțelurile feritice cu conținut de crom cuprins între 12 și 30%. Lucrarea de față prezintă rezultatele obținute pentru oțelul cu 17% Cr (marca X 17 din GOST 5632-61), privind rezistența la coroziunea generală și la coroziunea intercristalină.

Oțelul studiat a provenit din bare forjate din oțel elaborat la ICEM în cuptorul de înaltă frecvență, cu o capacitate de 50 kg și din țeavă din oțel elaborat la Combinatul siderurgic—Hunedoara și laminat la uzina „Republica".

Metoda de lucru

În vederea stabilirii unui tratament optim care poate duce la îmbunătățirea rezistenței la coroziune, oțelul a fost tratat termic la 800, 950 și 1 150°C, timp de 2 h, cu răciri diferite, lentă, în cuptor, în aer și în apă [1], [5].

Dimensiunile probelor destinate experimentărilor au fost de 40 × 30 × 2 mm pentru coroziunea generală și de 80 × 20 × 3 mm pentru coroziunea intercristalină. Înaintea încercărilor de rezistență la coroziune, probele au fost rabotate, lustruite, degresate în acetonă și cîntărite la balanța analitică.

Compoziția chimică a oțelurilor cercetate este dată în tabela 1, iar mediile în care au fost încercate, în tabela 2.

Tabela 1

Nr. șarjei	Deformarea plastică	Compoziția chimică, %						
		C	Si	Mn	P	S	Cr	Ti
1	forjat	0,07	0,39	0,59	0,024	0,003	16,17	—
2	forjat	0,09	0,66	0,56	0,046	0,007	16,32	0,57
3	laminat	0,09	0,69	0,58	0,037	0,015	16,85	—
4	laminat	0,07	0,72	0,55	0,026	0,005	16,64	urme
5	forjat	0,09	0,74	0,63	0,034	0,009	17,32	—
6	forjat	0,09	0,70	0,65	0,034	0,007	19,78	0,55

Coroziunea generală

Coroziunea oțelurilor inoxidabile, ca a tuturor metalelor, în soluții apoase de acizi, baze sau săruri, este de natură electrochimică ducînd la distrugerea neutralității electrice a sistemului și la apariția diferenței de potențial la limita metal-soluție. Această coroziune poate fi generală sau locală, în funcție de factorii care se referă atît la metal, cît și la mediul în care are loc procesul.

Oțelurile inoxidabile feritice sînt rezistente în soluții neutre sau cu caracter oxidant și mai puțin rezistente în soluții cu caracter reducător, dată fiind proprietatea de autopasivare a cromului, pe care o imprimă și oțelului în compoziția căruia intră ca element de aliere, de la un conținut minim de 12% [6].

Încercarea rezistenței la coroziune în HNO_3 69% și 30% s-a efectuat la temperatură de fierbere, timp de 144 h, cu urmărirea gravimetrică a variației vitezei de coroziune, din 24 în

Tabela 2

Nr. şarjei	Mediile în care s-a încercat rezistenţa la coroziune									
1	HNO_3 69 %	HNO_3 30 %	H_3PO_4 10 %	—	—	KOH 15 %	NaOH 30 %	—	—	—
2	HNO_3 69 %	HNO_3 30 %	H_3PO_4 10 %	—	—	—	NaOH 30 %	Soluţie GOST 6032—58	Umiditate 100 %	Atmosferă urbană
3	HNO_3 69 %	HNO_3 30 %	H_3PO_4 10 %	$ZnSO_4$ 20 %	KCl 24 %	KOH 15 %	NaOH 30 %	Soluţie GOST 6032—58	Umiditate 100 %	Atmosferă urbană
4	—	—	—	$ZnSO_4$ 20 %	KCl 24 %	KOH 15 %	NaOH 30 %	—	Umiditate 100 %	Atmosferă urbană
5	—	—	H_3PO_4 10 %	—	—	—	NaOH 30 %	Soluţie GOST 6032—58	—	—
6	—	—	H_3PO_4 10 %	—	—	—	NaOH 30 %	Soluţie GOST 6032—58	—	—

24 de ore. Încercările în celelalte medii menţionate în tabela 2 s-au desfăşurat la temperatura ambiantă, timp de 3 000 h, cu schimbarea soluţiilor la 500 h şi cîntăriri la 1 000 h. Experimentările la umiditatea relativă de 100 % şi la temperatura ambiantă s-au efectuat în camera de climatizări Weiss, iar cele în atmosferă urbană s-au efectuat în staţia experimentală ICEM.

Rezultatele încercărilor în acid azotic au diferit în funcţie de cele două concentraţii (69 şi 30 %), de tratamentul termic aplicat oţelului şi de modul de răcire a acestuia.

Din tabela 3 rezultă că vitezele de coroziune sînt similare ($K < 1$ g/m^{2}h) după o încercare de 144 h în HNO_3 69 %, în cazul tratamentului termic aplicat anterior la 800°C indiferent de răcire şi la 950 şi 1 150°C cu răcire lentă. Probele s-au acoperit cu o peliculă aderentă de oxizi brun-verzui, păstrîndu-şi luciul metalic. Deşi în timp s-au semnalat pierderi metalice crescînde, variaţia vitezei de coroziune a fost constantă, curba care înregistrează acest lucru tinzînd în cele mai multe cazuri să fie paralelă cu abscisa, ceea ce este specific fenomenului de pasivare. În diagramele din figura 1 este reprezentată variaţia pierderii în greutate (curbele *1*) şi a vitezei de coroziune în timp (curbele *2*) în HNO_3 69 % ; *a*, *b*, *c* — a probelor tratate termic în prealabil la 800°C, cu cele trei răciri : lentă, în aer şi în apă şi *d*, *e* — a probelor din şarja 1 tratate termic în prealabil la 950 şi 1 150°C cu răcire lentă.

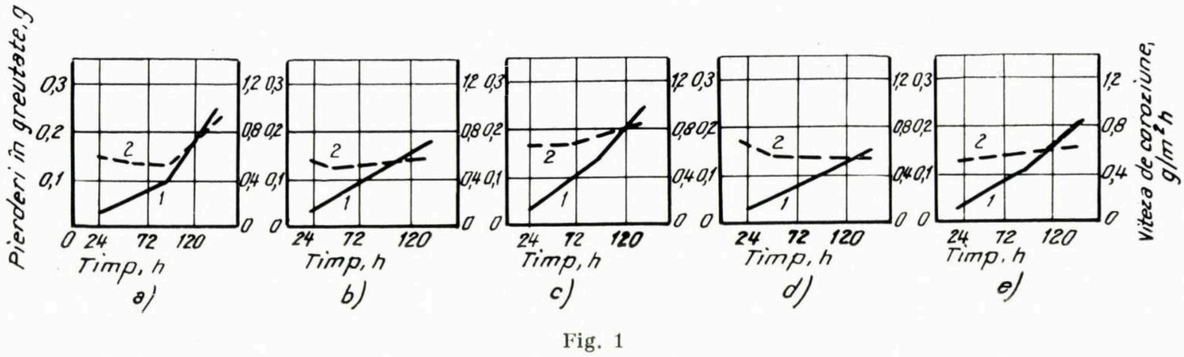


Fig. 1

În cazul tratamentului termic la 950 şi 1 150°C cu răcire în aer sau apă, după încercarea rezistenţei la coroziune în HNO_3 69 % timp de 144 h, vitezele de coroziune au crescut, după cum se vede din tabela 3, în jur de 3 şi 5 g/m^{2}h, iar curba variaţiei vitezei de coroziune este ascendentă, spre deosebire de curba corespunzătoare tratamentului termic la 800°C (fig. 2, *a* : variaţia vitezei de coroziune în timp a probelor din şarja 1 pentru cele 3 tratamente termice cu răcire în aer). În acest caz, spre deosebire de primele variante de tratament termic, suprafeţele probelor şi-au pierdut luciul metalic, devenind rugoase. Rezistenţa mai slabă la coroziune în aceste situaţii se datoreşte probabil structurilor grobe cu grăunţi de ordinul doi, unu şi sub unu. Chiar şi în cazul în care probele au fost tratate la aceeaşi temperatură dar s-au răcit în mod diferit (lent în cuptor, în aer și în apă) nu s-au comportat la fel la coroziune. Cele trei moduri de răcire au dus la obținerea unor structuri cu granulație diferită. Astfel, oțelul tratat termic la 1 150°C, în funcție de răcire a prezentat structuri cu granulație 7, 2, 1. În figura 2, *b* este prezentată variația vitezei de coroziune în timp, în HNO_3 69%, a șarjei 1, tratată la 1 150°C cu răciri diferite. Curba care înregistrează variația vitezei de coroziune în timp, în cazul răcirii lente (curba *1*) este paralelă cu abscisa, vitezele de coroziune fiind sub 1, iar în cazul răcirilor mai rapide (curba *2* — răcire în aer și curba *3* — răcire în apă) aceleași curbe sînt ascendente, vitezele de coroziune fiind peste 1, oțelul clasîndu-se în domeniul de „nerezistent” (clasa 4).

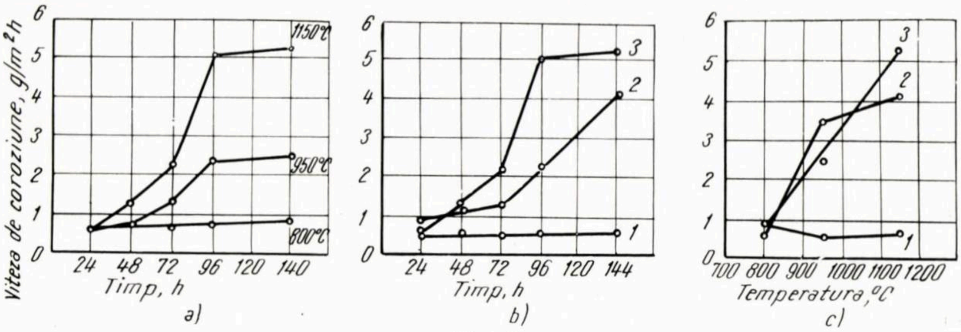


Fig. 2

În HNO_3 30% vitezele de coroziune au fost de 0,1—0,4 g/m²h, încadrîndu-se în clasa de rezistență 1 și 1—2 (tabela 4).

Tabela 3

Coroziunea generală în HNO_3 69%

Tratamentul termic		Viteza de coroziune *K*, g/m²h			Clasa de rezistență la coroziune*		
Temperatura, °C	Răcirea	Șarja 1	Șarja 2	Șarja 3	Șarja 1	Șarja 2	Șarja 3
800°C, 2 h, cu răcire	lentă	0,8934	—	1,0533	2	—	2
	în aer	0,5937	0,7785	1,0198	2	2	2
	în apă	0,8625	—	1,1665	2	—	2—3
950°C, 2 h, cu răcire	lentă	0,5214	—	1,0425	2	—	2—3
	în aer	3,4966	0,8450	2,5980	4	2	3
	în apă	2,5051	—	1,2825	3	—	3
1 150°C, 2 h, cu răcire	lentă	0,6280	—	0,8785	2	—	2
	în aer	4,1894	1,3765	3,3725	4	2—3	4
	în apă	5,2850	—	4,2650	4	—	4

* După scara Krupp clasele de rezistență 1,2,3,4,5 corespund în ordinea: la pierderi pînă la 0,1 g/m² h „foarte rezistent”; 0,1—1 g/m² „rezistent”; 1—3 g/m² h „destul de rezistent”; 3,1—10 g/m² h „slab rezistent”; > 10 g/m² h „nerezistent”

Tabela 4

Coroziunea generală în HNO_3 30%

Tratamentul termic		Viteza de coroziune *K*, g/m²h			Clasa de rezistență		
Temperatura, °C	Răcirea	Șarja 1	Șarja 2	Șarja 3	Șarja 1	Șarja 2	Șarja 3
800°C, 2 h, cu răcire	lentă	0,1035	—	0,1484	1—2	—	1—2
	în aer	0,1318	0,0885	0,1614	1—2	1	1—2
	în apă	0,1340	—	0,1172	1—2	—	1—2
950°C, 2 h, cu răcire	lentă	0,1227	—	0,1642	1—2	—	1—2
	în aer	0,4316	0,0721	0,2675	2	1	2
	în apă	0,2112	—	0,1356	2	—	1—2
1 150°C, 2 h, cu răcire	lentă	0,1182	—	0,1242	1—2	—	1—2
	în aer	0,2048	0,0977	0,2411	2	1	2
	în apă	p,1638	—	0,1708	2	—	2

Suprafeţele probelor după o menţinere de 144 h în HNO_3 30% la temperatura de fierbere îşi menţin luciul metalic, fiind acoperite cu o peliculă subţire aderentă de oxizi de culoare brună-cenuşie. Mediul încercat (HNO_3 30%), avînd o agresivitate mai redusă, a pasivat suprafaţa oţelului în timp.

Din cele expuse rezultă importanţa influenţei tratamentului termic asupra rezistenţei la coroziunea generală a oţelului studiat. Cele mai bune tratamente termice care duc la o rezistenţă superioară la coroziune sînt acelea care prevăd încălzirea la 800°C indiferent de răcire, iar la 950 şi 1 150°C numai în cazul cînd răcirea este lentă. În figura 2, *c* sînt redate variaţiile vitezelor de coroziune în funcţie de tratamentul termic aplicat, pentru cele trei răciri diferite, obţinute după o încercare de 144 h în HNO_3 69% la temperatura de fierbere, pentru oţelul din şarja 1. La răciri lente (structuri mai fine), curba variaţiei vitezei de coroziune, pentru cele trei temperaturi, este paralelă cu abscisa ($K<1$), iar la răciri în aer sau în apă (structuri grobe), curba este ascendentă ($K>1$).

În H_3PO_4 10%, KOH 15% şi NaOH 30% după o durată de încercare de 3 000 h, oţelul studiat a dovedit o foarte bună rezistenţă la coroziune. Probele îşi menţin culoarea şi luciul metalic şi nu se semnalează nici o modificare în greutate. În celelalte medii, oţelul cercetat prezintă unele aspecte de coroziune generală, însă variaţiile în greutate a probelor sînt neînsemnate.

Coroziunea intercristalină

O formă frecventă a coroziunii electrochimice locale este coroziunea intercristalină. Aceasta apare la limita grăunţilor, în general fără ca metalul să prezinte aspecte deosebite de suprafaţă. În cazul oţelurilor inoxidabile feritice, tendinţa spre acest gen de coroziune apare după încălziri la temperaturi mai mari de 950°C cu răciri în aer sau apă şi este înlăturată prin revenire la temperaturi sub 950°C [8], [9]. Ca şi în cazul oţelurilor inoxidabile 18—8, pericolul apariţiei fenomenului de coroziune intercristalină se înlătură fără să mai fie necesare tratamentele termice speciale, prin stabilizare cu titan, niobiu sau tantal. Cauzele apariţiei fenomenului respectiv nu sînt suficient elucidate.

Este posibil, după unii autori, ca sensibilizarea la coroziunea intercristalină la oţelurile inoxidabile feritice, după încălziri la temperaturi peste 950°C, să apară ca urmare a separării la limita grăunţilor a unei faze austenitice mai bogate în carbon şi mai sărace în crom. Zonele învecinate — ferita — rămîn mai sărace în carbon şi mai bogate în crom. Conţinutul în crom la limita cristalelor scade atît de mult, încît nu mai poate asigura rezistenţa oţelului la coroziune [8].

O altă ipoteză este aceea conform căreia se consideră că austenita bogată în carbon devine suprasaturată în timpul răcirii, provocînd separarea la limita cristalelor a carburilor de fier, mai puţin rezistente la coroziunea intercristalină decît carburile de crom [8], [10].

După alţi autori, sensibilizarea la această coroziune este cauzată de precipitarea directă la limita grăunţilor de ferită a carburilor şi nitrurilor de crom ducînd la tensiuni interne care constituie cauza coroziunii intercristaline [8], [9].

Încercarea rezistenţei la coroziunea intercristalină s-a efectuat în soluţie de sulfat de cupru acidulată, timp de 72 h, la temperatura de fierbere conform GOST 6032—58: 110 g $CuSO_4 \cdot 5H_2O + 55$ ml $H_2SO_4 + 1$ l apă. Depistarea fenomenului s-a făcut prin proba de sunet, îndoire la 90° sub formă de Z şi microscopic.

Oţelul inoxidabil feritic cu 17% Cr (tabela 2) încercat la rezistenţa la coroziunea intercristalină, a fost supus aceloraşi tratamente termice ca şi în cazul coroziunii generale.

Oţelul cu structură fină, obţinută ca urmare a tratamentului termic la 800°C, indiferent de răcire, şi la 950°C sau 1 150°C cu răcire lentă, a rezistat foarte bine la proba de coroziune intercristalină.

Tratamentul termic la 950°C cu răcire în aer sau apă a dus la o structură grobă (granulaţie 2) de ferită cu plăji alungite sau poliedri şi cu carburi disperse, pentru toate şarjele studiate. În figura 3, *a* se arată structura oţelului din şarja 3, tratat la 950°C cu răcire în aer. (Atac electrolitic: anhidridă cromică 10%×250.) Oţelul astfel tratat nu a rezistat la coroziune după încercarea în soluţia amintită, prezentînd o coroziune intercristalină în jur de 0,5 mm sau chiar pe întreaga grosime a probei (fig. 3, *b*: coroziunea intercristalină a oţelului din şarja 5 tratat la 950°C, cu răcire în aer, ×100).

Tratamentul termic la 1 150°C, la răciri rapide în aer sau apă, s-a soldat cu obţinerea unei structuri foarte grobe, cu granulaţia sub 1. În figura 3, *c* se arată structura oţelului din şarja 3 tratat la 1 150°C cu răcire în aer. (Atac electrolitic: anhidridă cromică 10% × 250.) Se observă o structură grobă cu granulaţie 1 de ferită şi martensită, ultima fiind amplasată pe locul foştilor grăunţi de austenită, care au apărut în zona interdendritică şi la marginea grăunţilor de ferită. După încercarea rezistenţei la coroziune, oţelul cu această structură a corodat puternic pe toată grosimea probei (fig. 3, *d*: coroziunea intercristalină a oţelului din şarja 3, tratat la 1 150°C, cu răcire în aer, ×100).

Rezistenţa la coroziunea intercristalină a şarjelor 2 şi 6 — oţel inoxidabil feritic cu 17 % Cr stabilizat cu titan — a fost bună, pentru toate tratamentele termice aplicate în prealabil.

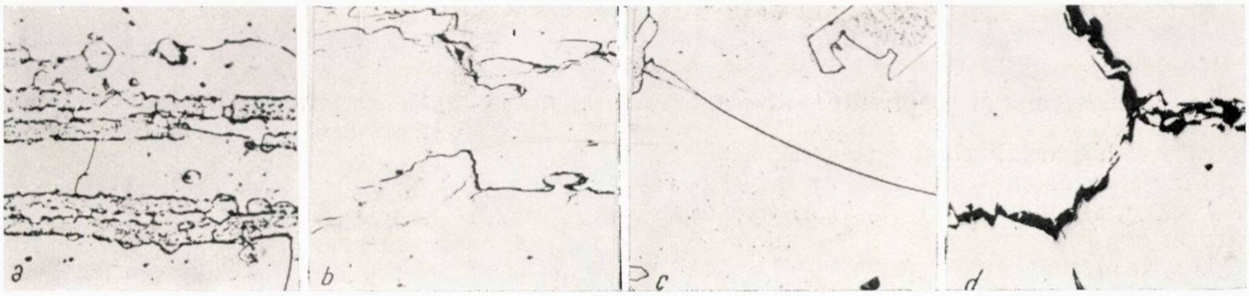


Fig. 3

Din cele expuse cu privire la coroziunea intercristalină, rezultă că tratamentul termic la 800°C, cu oricare din cele trei răciri, la 950 şi 1 150°C cu răcire lentă, sau alierea cu titan, contribuie la micşorarea tendinţei spre coroziunea intercristalină a oţelului feritic cu 17% Cr.

Concluzii

Din cercetările experimentale efectuate asupra oţelului inoxidabil feritic cu 17% Cr rezultă rezistenţa foarte bună la coroziunea generală în H_3PO_4 10 %, KOH 15 %, NaOH 30 %, KCl 24%, $ZnSO_4$ 20 % la temperatura ambiantă, în atmosferă cu umiditate relativă 100 % şi în atmosferă rurală.

În HNO_3 69 % şi 30 % la temperatura de fierbere oţelul inoxidabil feritic cu 17% Cr s-a comportat similar cu oţelul inoxidabil austenitic 18—8, fiind rezistent la coroziunea generală.

În ceea ce priveşte rezistenţa la coroziunea intercristalină în soluţia GOST 6032—58, oţelul a dovedit o rezistenţă bună pentru structuri fine şi prezintă tendinţe spre coroziunea intercristalină pentru structuri grobe, aceasta fiind în dependenţă de tratamentul termic aplicat.

Influenţa tratamentului termic aplicat oţelului inoxidabil feritic cu 17% Cr a reieşit şi din experimentările de încercare a rezistenţei la coroziunea generală. Comportarea cea mai bună a avut-o oţelul încălzit timp de două ore la 800°C, indiferent de metoda de răcire, sau cel încălzit două ore la 950 sau la 1 150°C însă numai în cazul răcirii lente în cuptor.

BIBLIOGRAFIE

[1] Bäumel A. Stahl und Eisen, nr. 13, 1964.
[2] Brauns von E., Schent H. şi Eugen H. Stahl und Eisen, nr. 13, 1964.
[3] Houdremont E. şi Tofane W. Stahl und Eisen, nr. 72, 1952.
[4] Ferré S. Revue de Métallurgie, nr. 4, 1959.
[5] Bäumel A. şi Carius C. Archiv für das Eisenhüttewesen, nr. 4, 1961.
[6] Evans U. R. *The Corrosion and Oxidation of Metals.* Londra, Ed. Edward Arnold LTD.
[7] Houdremont E. *Handbuch des Sanderstahlkunde.* Berlin, Springer Verlag, Düsseldorf, Verlag Stahleisen, 1956.
[8] Colombier L. şi Hochman J. *Aciers inoxidables et refractaires.* Paris, Dunod, 1955.
[9] Himuşin F. F. *Leghirovanie, termiceskaia obrabotka i svoistva jaroprocinîh stalei i splavov.* Moscova, Metallurghizdat, 1962.
[10] Tomaşov N. D. *Teoria korrozii i zascitî metallov.* Izd. Akad. Nauk. S.S.S.R., 1959.

CZ 639.131.8; 621.741.38 :621.785

Contribuții la studiul fontelor maleabile perlitice

Ing. MARIA AVRAM, C. BRĂTESCU, ing. R. MORAIT și ing. GH. ȘTEFĂNESCU
Uzina de mașini agricole „Semănătoarea”

Tratamentul termic și proprietățile mecanice

Literatura de specialitate menționează ca fonte de înaltă rezistență, pe lîngă fontele aliate, fonta cu grafit nodular și fontele maleabile perlitice.

În figura 1, *a* se arată comparativ caracteristicile fontei maleabile perlitice și cele ale fontei cu grafit nodular.

În cazul fontei cu grafit nodular s-au adoptat valorile din noul proiect de STAS, care sînt în concordanță cu normele recomandate de C.A.E.R. și cu ultimele realizări pe plan mondial, iar pentru fonta maleabilă perlitică, s-au considerat valorile STAS-ului 569-64, completate cu unele rezultate obținute de autori. Din figura 1 rezultă că, deși sînt obținute prin procedee tehnologice diferite, fontele au proprietăți mecanice destul de apropiate.

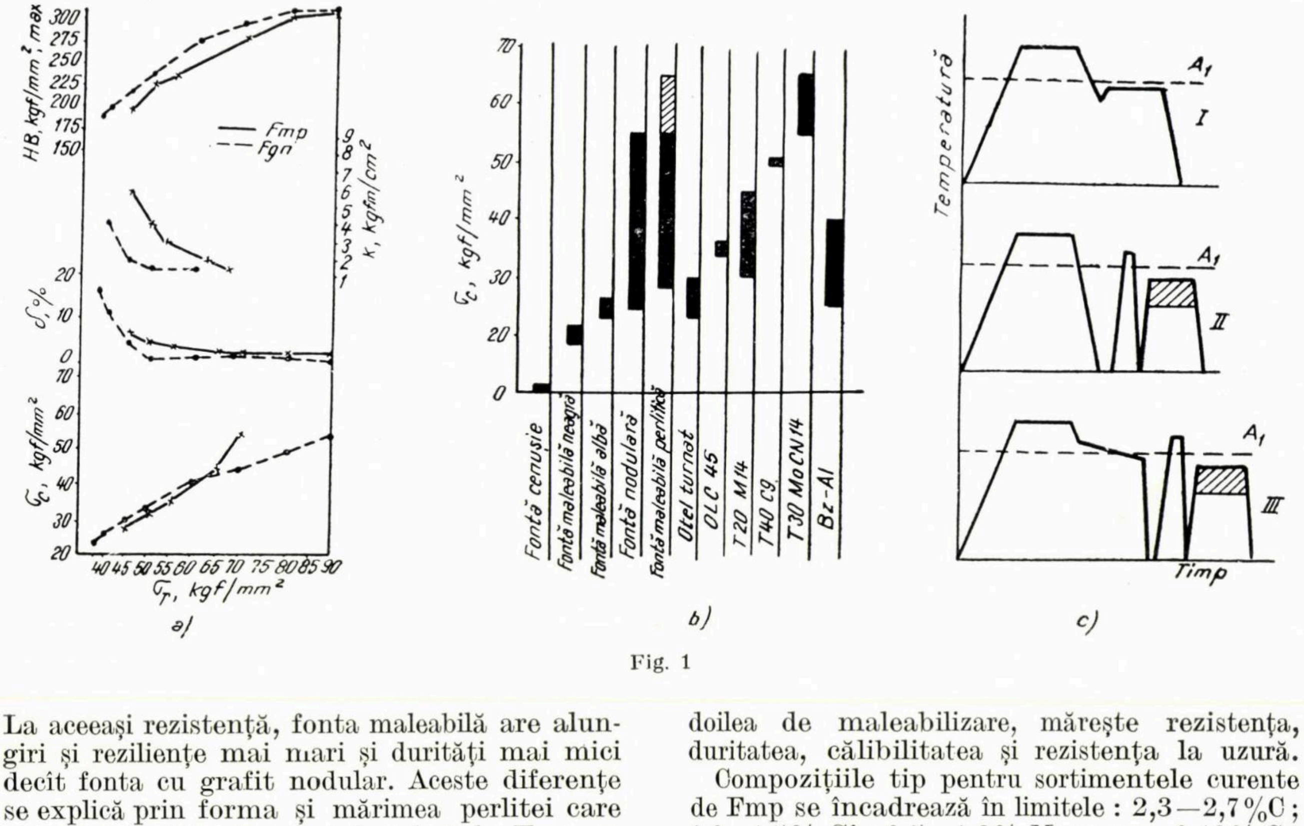


Fig. 1

La aceeași rezistență, fonta maleabilă are alungiri și reziliențe mai mari și durități mai mici decît fonta cu grafit nodular. Aceste diferențe se explică prin forma și mărimea perlitei care este globulară la Fmp și lamelară la Fgn, ca și prin compoziția chimică. Conținutul de carbon și siliciu, mai mare în cazul fontei nodulare, influențează negativ tenacitatea. Evident, în practică diferențierile se pot anula sau distanța prin variația factorilor care pot influența în mod deosebit caracteristicile obținute.

Se remarcă raportul foarte ridicat care există, în cazul ambelor fonte, între rezistența la tracțiune și limita de curgere. Această proprietate este apreciată ca deosebit de importantă în răspîndirea lor. În figura 1, *b* este dată limita de curgere pentru o serie de aliaje de uz curent, așa cum rezultă din valorile minime și maxime ale standardelor respective.

Fabricarea fontei maleabile perlitice se bazează pe principiile cunoscute ale fontei maleabile cu inimă neagră feritică de care se deosebește prin tratamentul termic. În general pentru acest tip de fontă, se recomandă conținuturi mai mari de mangan (0,7 — 1,2%). Prezența manganului în aceste procente, încetinește transformarea perlitică din stadiul al doilea de maleabilizare, mărește rezistența, duritatea, călibilitatea și rezistența la uzură.

Compozițiile tip pentru sortimentele curente de Fmp se încadrează în limitele : 2,3—2,7%C ; 0,9—1,5% Si ; 0,5—1,2% Mn ; max. 0,12% S ; max. 0,15% P.

Tratamentul termic pentru obținerea pieselor de fontă maleabilă perlitică poate fi indicat după una din cele trei scheme arătate în figura 1, c, în funcţie de calitatea urmărită, volumul producţiei şi instalaţiile existente. La aceste scheme stadiul întîi de grafitizare este identic.

Tratamentul termic efectuat după schema I se execută de obicei în cuptoare tunel. Procedeul este scurt şi economic, dar nu asigură o calitate şi o omogenitate deosebită. După acest procedeu, întregul ciclu are loc într-un singur cuptor.

Schema a II-a este cea mai utilizată. Se execută ca şi în cazul procedeului după schema a III-a, în cuptoare diferite, adecuate fiecărei operaţii în parte. După realizarea primei faze de maleabilizare se efectuează o normalizare sau o călire în ulei, urmată de recoacerea de globulizare.

Schema a III-a, care se utilizează în prezent şi la uzinele „Semănătoarea”, constă dintr-o maleabilizare completă în condiţiile corespunzătoare obţinerii unei fonte feritice, după care se aplică operaţiile specifice de normalizare-recoacere, menţionate mai sus.

Structurile obţinute cu oricare dintre schemele descrise depind de modul cum au fost conduse operaţiile de normalizare (călire) pe de o parte, iar pe de altă parte, de temperatura şi timpul de recoacere. Ele pot varia de la masa ferito-perlitică cu grafit de recoacere a fontei de tip Fm 45 p (fig. 2, *a*, ×100, atac nital) la structura perlitică cu globulizarea bine definită, obişnuită fontelor cu rezistenţa 50—70 kgf/mm^2 (fig. 2, *b*, ×600, atac nital) şi pînă la cele sorbitice (fig. 2, *c*, ×600, atac nital), caracteristice fontelor de mare rezistenţă şi duritate.

Forma, mărimea şi omogenitatea constituenţilor structurali specifici conferă fontei maleabile perlitice o serie de proprietăţi funcţionale care i-au lărgit în mod deosebit zona de utilizare, printre care se menţionează rezistenţa la uzură, rezistenţa la oboseală, rezistenţa la coroziune, rezistenţa la cald pînă la 500—600°C, capacitatea de amortizare a vibraţiilor, capacitatea de prelucrare fină şi antigripaj, precum şi călibilitatea şi rezistenţa la şocurile termice.

La uzinele „Semănătoarea” turnarea fontei maleabile perlitice a început în condiţii de serie în 1964, turnîndu-se în general, după STAS 569-64, fontă de clasa Fm 50 p şi Fm 55 p. Cercetările pentru cunoaşterea posibilităţilor pe care le oferă această fontă continuă însă şi astăzi.

În cele ce urmează se prezintă rezultatele încercărilor făcute în scopul verificării posibilităţii de a se obţine:

— alungiri superioare celor din STAS pentru fontele cu rezistenţe cuprinse între 50 şi 60 kgf/mm^2;

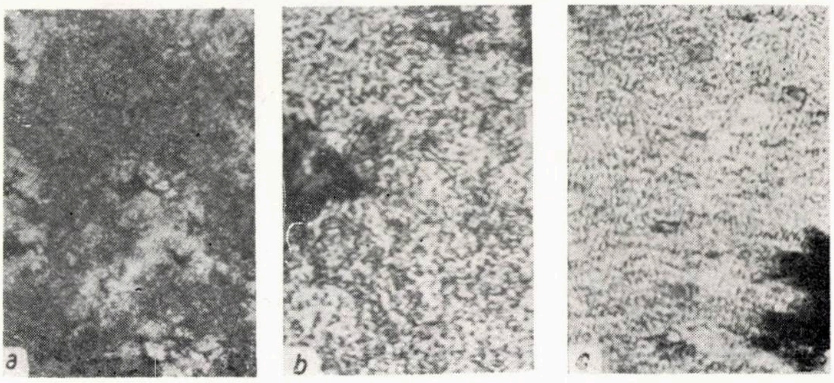


Fig. 2

— fonte corespunzătoare claselor Fm 65 p şi Fm 70 p, fără utilizarea elementelor de aliere;

— fonte de rezistenţă foarte înaltă, superioară clasei Fm 70 p.

Pentru încercările mecanice s-au folosit epruvete STAS, cu diametrul de 15 mm, turnate din şarjele de fontă maleabilă feritică, elaborate fără măsuri de supraveghere deosebite de ale producţiei curente. Elaborarea s-a făcut după procedeul duplex, cubilou—cuptor rotativ, fonta fiind tratată în timpul umplerii oalei cu 0,015%Al şi 0,010%Bi.

Toate epruvetele pentru fiecare grupă de încercări s-au turnat în condiţii identice, respectiv din aceeaşi oală de fontă.

În toate cazurile, epruvetele şi piesele experimentale au fost supuse în prealabil ciclului normal de maleabilizare, care se aplică fontei maleabile feritice, după care au fost supuse tratamentului specific încercării respective (fig. 1, *c*, schema III).

Stabilirea condiţiilor de tratament s-a făcut pentru fiecare operaţie (normalizare, recoacere) în parte, determinîndu-se temperatura şi durata optimă.

Tratamentul s-a efectuat într-un cuptor electric, tip cameră. Pentru stabilirea influenţei de normalizare s-au făcut încălziri la 780, 830 şi 880°C. Durata de menţinere la temperatură a fost de o oră, răcirea făcîndu-se în aer liniştit.

Influenţa temperaturii s-a apreciat prin determinarea cantităţii de carbon legat, prin mărimea granulaţiei reale a perlitei şi prin proprietăţile mecanice, respectiv rezistenţa la tracţiune, alungirea şi duritatea.

În figura 3 sînt prezentate rezultatele obţinute. Rezultă că valoarea conţinutului de carbon legat a variat între 0,73 şi 0,88% în cazul normalizărilor de la 780°C, între 0,8 și 0,92%, la normalizările de la 830°C și între 0,93 și 1,05%, la normalizările de la 880°C. Un conținut de carbon, sub formă de carbon legat, mai mare de 0,87% se explică prin prezența unei rețele fine de cementită la limita grăunților de perlită, care s-a observat la probele normalizate la 880°C).

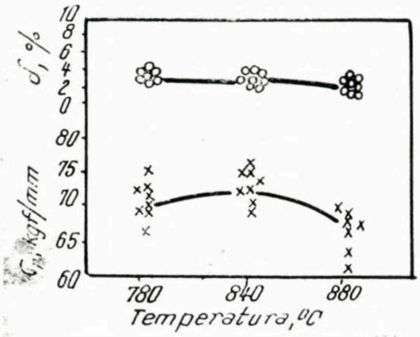
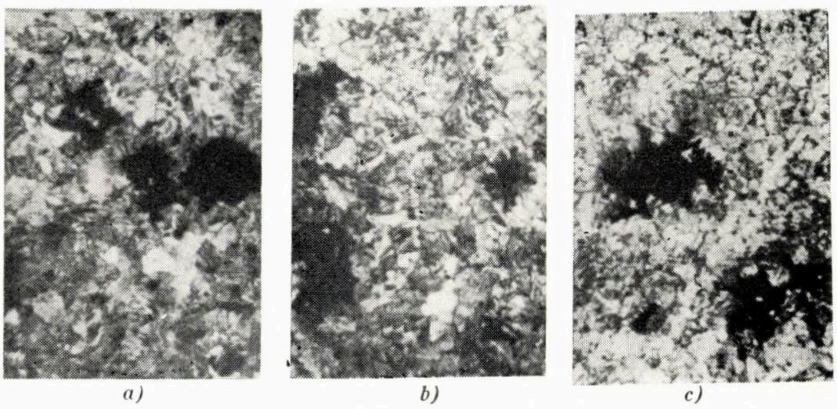


Fig. 3



a) b) c)

Fig. 4

Mărimea granulației reale a perlitei a variat puțin cu creșterea temperaturii de normalizare. Se remarcă o granulație mai fină la normalizările de la 880°C (fig. 4, ×100, atac nital: *a*—780°C; *b*—830°C; *c*—880°C).

Influența temperaturii de normalizare asupra proprietăților mecanice se observă în special în cazul rezistenței la tracțiune. Aceasta crește puțin cu mărimea temperaturii de la 780 la 830°C și apoi scade cînd temperatura crește la 880°C (fig. 3). Acest fapt se explică prin prezența rețelei de cementită, menționată mai sus. Alungirea este mai puțin influențată de variația temperaturii între 780 și 830°C; la 880°C însă, ca și în cazul rezistențelor, s-au obținut valori mai mici. Duritatea a variat între 240 și 260 HB. În comparație cu influența temperaturii, compoziția chimică realizată în limitele obișnuite și menționate mai înainte are o influență mai redusă asupra caracteristicilor mecanice.

Din rezultatele obținute în determinarea carbonului legat și a structurii, rezultă că normalizarea de la 780°C, cu durata de menținere de o oră, ar fi suficientă pentru obținerea unei perlitizări complete; rezultate mai omogene și mai bune însă din punct de vedere al proprietăților mecanice, precum și anumite considerente legate de siguranța în exploatare, recomandă efectuarea normalizărilor de la 830°C.

Recoacerile s-au executat pe epruvete normalizate în condițiile arătate mai sus, respectiv la 780, 830 și 880°C, temperaturile de recoacere fiind 540, 580, 620 și 650°C.

Rezultatele obținute sînt prezentate în diagramele din figurile 5, *a* și *b*.

Din analiza datelor se constată: rezistența la tracțiune scade cu creșterea temperaturii de recoacere, ca urmare pe de o parte a globulizării și pe de alta, a unui proces de grafitizare a perlitei care este cu atît mai accentuat, cu cît temperatura de recoacere este mai înaltă (fig. 5, *a*); valoarea rezistenței la tracțiune a epruvetelor normalizate la 880°C scade mai încet cu creșterea temperaturii de recoacere față de cele normalizate la 780 și 830°C (fig. 5, *a*). Acest fapt se datorește granulației mai fine obținute după normalizare.

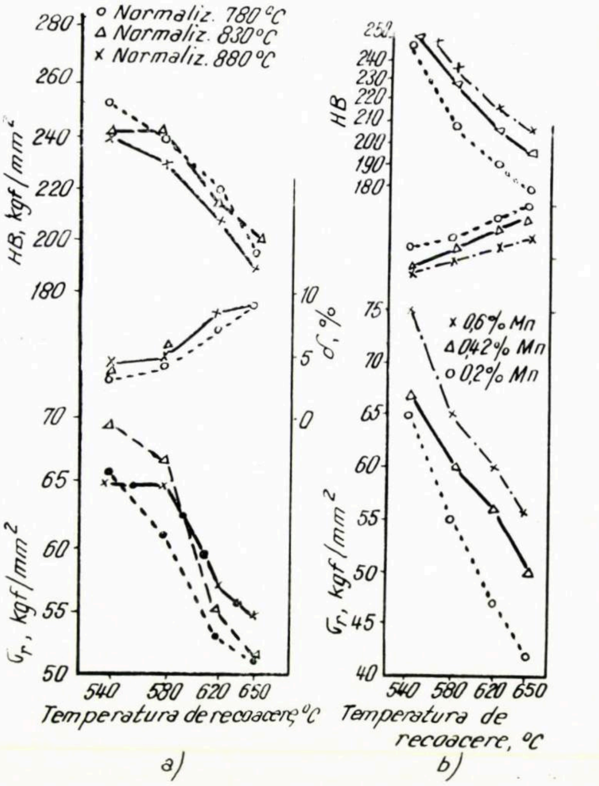


Fig. 5

Considerînd aceeași temperatură de recoacere, scăderea valorilor rezistenței la tracțiune variază cu conținutul în mangan și anume este cu atît mai accentuată, cu cît conținutul de mangan al fontei este mai mic (fig. 5, *b*). Efectul manganului asupra valorilor rezistenței după recoacere se manifestă chiar la conținuturi relativ mici (0,2—0,6%).

Din studiul structurilor probelor recoapte la aceeași temperatură și avînd conținuturi de mangan diferite, s-a constatat că efectul acestuia asupra rezistenței la tracțiune se datorește scăderii tendinței de grafitizare a perlitei, care în mod normal crește cu temperatura de recoacere.

Manganul nu influențează viteza procesului de globulizare. Aceste fapte au o deosebită importanță, întrucît proprietățile fontei după recoacere sînt determinate de cantitatea și gradul de globulizare a perlitei. Un conținut de carbon legat, de ordinul 0,7—0,8%, sub forma unei perlite bine globulizate, care în general se obține la 0,45—0,6% Mn, asigură proprietăți de rezistență mergînd pînă la 70 kgf/mm² și alungiri bune, care scad pe măsura creșterii rezistenței. Cînd conținutul de mangan este de ordinul 0,2—0,35%, se pot obține rezistențele minime ale fontei maleabile perlitice și alungiri mai ridicate, cu condiția să se lucreze la temperaturi de recoarcere mai joase. Caracteristicile obținute în cazul manganului scăzut sînt rezultatul unui grad variabil de grafitizare, cu o globulizare incompletă, pe cînd la conținuturi mai mari de mangan se datoresc numai procesului de globulizare.

Pentru fabricație, șarjele cu mangan în cantități de 0,4—0,6% sînt mai ușor de stăpînit fiind mai puțin sensibile la depășiri ale temperaturii de recoacere.

Alungirea, care, așa cum s-a arătat, variază cu temperatura de recoacere, are la șarjele cu conținuturi de max. 0,6% Mn valori superioare celor din STAS, ceea ce dovedește rezervele pe care le prezintă acest material în cazul unui tratament termic judicios condus.

Duritatea are valori relativ scăzute la rezistențe ridicate, fapt deosebit de important pentru prelucrare. Atît la șarjele de serie, cît și la încercările efectuate, duritatea n-a depășit 230 HB la rezistențe medii de 50—60 kgf/mm².

Influența tratamentului de călire

S-a determinat comportarea fontelor la călire. Ca și în cazul probelor normalizate s-au folosit epruvetele de tracțiune cu diametrul de 15 mm, încălzirea făcîndu-se în același cuptor, la temperatura de 810—820°C, iar răcirea, în ulei.

Cînd compoziția chimică se păstrează în imitele amintite, manganul fiind cuprins între 0,4 și 0,6%, după călire duritatea variază ntre 480 și 510 HB, valorile obținute fiind foarte omogene.

Structura probelor călite constă din martensită și carbon de recoacere.

Epruvetele călite au fost supuse recoacerii la temperaturi de: 400, 450, 500, 540 și 580°C, durata de menținere fiind de 4 h. Rezultatele obținute sînt prezentate în diagrama din figura 6.

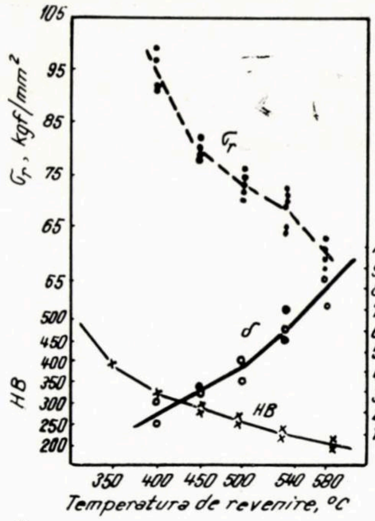


Fig. 6

Din datele prezentate mai sus, rezultă că rezistența la tracțiune și duritatea scad progresiv cu temperatura de revenire, iar alungirea crește. La aceeași temperatură de revenire, scăderea rezistenței și creșterea alungirii sînt mai accentuate la probele călite decît la cele normalizate. Pentru obținerea acelorași valori ale proprietăților mecanice, probele călite trebuie recoapte la temperaturi mai mici, acest fapt explicîndu-se prin instabilitatea constituenților de călire.

La aceleași valori ale rezistenței în urma călirii, alungirile obținute sînt în general mai ridicate decît la probele normalizate.

De asemenea, se constată că, după călire, proprietățile mecanice sînt mai omogene decît după normalizare.

Din probele efectuate rezultă că este posibilă obținerea unor rezistențe foarte înalte (90—100 kgf/mm²) cu alungirile de 1,5—3% prin revenirea probelor călite la 380—420°C.

Structura probelor recoapte variază cu temperatura de recoacere, mergînd de la martensită la sorbită.

Rezistența la uzură

Rezistența la uzură s-a determinat prin urmărirea comportării în exploatare a roților de lanț turnate din Fmp.

Se știe că, în industria constructoare de mașini agricole, roțile de lanț constituie o categorie aparte de piese asupra căreia și proiectantul și fabricantul se îndreaptă cu o deosebită atenție. În numeroase cazuri, roțile turnate din fontă cenușie de înaltă rezistență sau modificată nu dau rezultate mulțumitoare în exploatare, iar executarea lor din oțel turnat sau forjat este neeconomică îndeosebi în cazul roților cu configurație complicată, care cer adaosuri mari de prelucrare.

În scopul verificării posibilităților de turnare din Fmp a unor asemenea roți și al verificării lor, s-a turnat un număr de roți reprezentative atît constructiv, cît și funcțional. Aceste roți se executau prin turnare din fontă modificată, oțel T20M14 sau prin forjare din OLC 45. Patru din cele 11 tipuri de roți încercate sînt arătate în figura 7. La trei roți, dantura s-a realizat direct din turnare, iar în rest, prin frezarea unui adaos de prelucrare, de 2 mm. Încercările funcționale s-au efectuat în campania agricolă, după ce o parte din ele se verificaseră în prealabil pe bancul de probe al laboratorului uzinal.

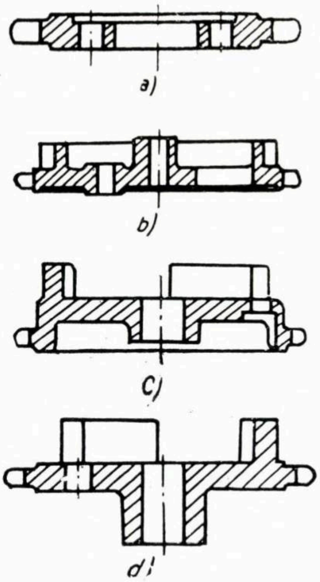


Fig. 7

În cazul roților cu dantura obținută direct din turnare, la maleabilizare și tratament s-au luat măsuri pentru reducerea stratului decarburat. S-a reușit ca decarburarea să se reducă de la 0,6–0,8 la 0,1–0,25 mm.

După maleabilizare, care a decurs după diagrama de lucru a fontei maleabile feritice, piesele au fost normalizate la 820–840°C timp de 1 h, iar recoacerea de globulizare s-a făcut la 620–630°C, timp de 4 h.

Pentru realizarea unor rezistențe ridicate la uzură, roțile s-au tratat prin curenți de înaltă frecvență. Călirea c.i.f. s-a făcut prin încălzirea simultană a întregii roți, folosindu-se inductori circulari cu interferul de 3–4,5 mm. În timpul încălzirii și al răcirii, piesele s-au rotit în inductor. În cazul roților cu configurație complicată, călirea cu apă a dus la fisurarea fie a spițelor, ca în cazul piesei din fig. 7, *b*, fie la fisurarea dinților, ca în cazul celei din fig. 7, *c*. La aceste roți, călirea s-a efectuat prin scufundarea în ulei; duritățile obținute după călire au fost 54–60 HRC.

S-a utilizat o tensiune de 650 V și o putere care a variat între 40 și 50 kW, timpul de încălzire variind de la 18 la 28 s cu excepția roții dublu dințate (fig. 7, *b*) la care încălzirea s-a realizat în 65 s.

După călire, roțile care înlocuiau pe cele turnate din fontă modificată au fost revenite la 40–45 HRC, iar cele care înlocuiau oțelul, la 45–50 HRC.

Zona influențată termic cuprinde dantura în întregime pînă la 4–5 mm sub fundul dinților (fig. 8). De la exterior spre baza dinților duritatea scade cu circa 10 unități Rockwell. Structural, martensita de la exterior este înlocuită treptat cu o structură de călire incompletă, formată din martensită și troostită, continuîndu-se în zona de trecere cu o perlită foarte fină. Această structură asigură suficientă tenacitate și rezistență în funcționare, așa cum s-a constatat la probele verificate în mod special pe teren.

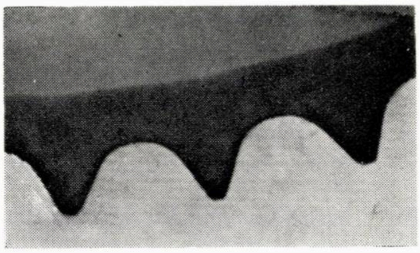


Fig. 8

Experimentările la bancul de probă s-au efectuat în trei grupe de încercări, și anume: la sarcina de 200 kgf și turația de 4,4 m/s, prima și a doua grupă, și la 300 kgf și 2,3 m/s, a treia grupă.

Din prima și a doua grupă s-au încercat roți care se turnau din fontă cenușie, apoi din fontă modificată și care în exploatare prezintă încă uzuri mari. La probele comparative s-a constatat că, față de fonta cenușie, uzura fontei modificate este de circa 40–50%, iar a fontei maleabile perlitice, de 25–30%.

Aceleași roți s-au încercat apoi în varianta turnării lor din fontă maleabilă perlitică necălită și călită c.i.f. Uzura s-a determinat prin măsurarea profilului dinților la o mărire ×10, cu ajutorul unui proiector de profile. Rezultatele obținute sînt arătate în figura 9, *a*.

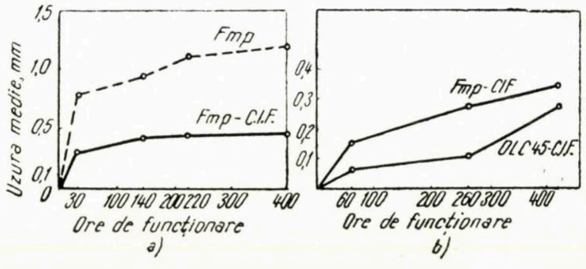


Fig. 9

Interesant de observat în această figură este alura curbei la piesele călite. După uzura stratului exterior decarburat, de 0,3 mm, în 30 h, în următoarele 350 h de funcționare dimensiunile danturii rămîn aproape neschimbate (uzura crește cu 0,15 mm).

Aceleași constatări s-au făcut și la a treia grupă de probe, unde s-au comparat roți din OLC 45 și fontă maleabilă perlitică, ambele călite prin c.i.f. la 45—50 HRC (fig. 9, *b*).

Diferența de cîteva sutimi care există între uzura celor două materiale provine din faptul că la piesele din fontă nu s-a putut evita complet decarburarea și că la aceste piese, dantura fiind obținută direct din turnare a avut o suprafață cu un grad de rugozitate mai mare, care a mărit grosimea stratului rodat. O dată îndepărtat însă acest strat, uzura în timp a fontei maleabile perlitice este inferioară celei constatate la oțel.

Verificarea în campania agricolă a confirmat comportarea foarte bună a roților din Fmp călite prin c.i.f.

S-au încercat roți avînd forța pe lanț de la 105 la 250 kgf, viteza periferică variind de la 1,1 la 14 m/s. După o campanie de lucru în condițiile unor șocuri provocate intenționat pînă la ruperea lanțurilor, uzura constatată a variat între 0,1 și 0,3 mm, majoritatea pieselor avînd 0,12—0,16 mm.

Roțile din fontă modificată pe care le-au înlocuit prezintă în general uzuri de ordinul milimetrilor, iar cele din OLC 45, călite prin c.i.f., uzuri de același ordin de mărime cu cele din fonta maleabilă perlitică călită prin c.i.f. (aprox. 0,21 mm).

Sub aspect economic, se menționează că la trecerea acestor roți de la piesele forjate sau turnate din oțel la fontă maleabilă perlitică, greutatea brută, deci greutatea adaosurilor de prelucrare a scăzut cu valori care au variat între 40 și 65% din greutatea piesei din oțel, ceea ce a dus la economii corespunzătoare de manoperă.

Concluzii

Din cele prezentate se pot trage următoarele concluzii: În condiții chimice obișnuite, proprietățile mecanice ale fontei maleabile perlitice sînt determinate de temperatura de recoacere, cu condiția efectuării unei normalizări corespunzătoare; Realizarea unor rezistențe mari la alungiri medii este asigurată de un conținut de mangan de 0,4—0,6%.

Prin călire și revenire la temperaturi adecvate se poate obține o gamă largă a caracteristicilor mecanice, care poate merge pînă la valori foarte înalte ale rezistenței, păstrîndu-se totuși o tenacitate și alungiri convenabile.

În practica uzinală, călirea se recomandă îndeosebi cînd se cer valori mai ridicate ale proprietăților mecanice, valori care prin normalizare s-ar obține mai greu în cazul unor compoziții neîmbunătățite prin adaosul unor elemente de aliere.

În concluzie, rezultatele obținute ne îndreptățesc să considerăm că acest material mai puțin cunoscut pînă în prezent la noi în țară are proprietăți valoroase, care vor permite folosirea lui într-un domeniu larg al construcției de mașini.

CZ 669.387 :669.587 :669.738.57

Cercetări de laborator și semiindustriale privind cuprarea, zincarea și cadmierea în electroliți necianurici

Ing. I. CRIŞAN
Institutul de cercetări tehnologice pentru construcții de mașini

Problema înlocuirii electroliților cianurici cu alte tipuri de electroliți, mai stabili, mai ieftini și mai puțin toxici, deși a fost pusă în diferite țări încă cu decenii în urmă, continuă să fie de mare actualitate și din ce în ce mai acută [1] — [5].

Deocamdată, electroliții cianurici au fost înlocuiți numai parțial, ei continuînd să se utilizeze datorită marii polarizări catodice pe care o realizează, cu repercusiuni din cele mai favorabile asupra puterii dispersive și structurii cristaline a depunerilor, iar în cazul cuprării, asupra posibilității realizării directe a acesteia pe materiale feroase, fără pericolul unei reacții de substituție [6] — [8].

Numeroși electroliți necianurici elaborați și-au găsit aplicații industriale, însă nu au putut fi generalizați, utilizarea lor avînd loc în mod diferențiat, în cazuri particulare, depinzînd de caracteristicile impuse catozilor, înainte și după acoperire [9] — [12].

În țara noastră au existat încercări sporadice de a înlocui cianurile, mai ales în cazul zincării și cuprării [13] — [14], rezultatele respective negăsindu-se însă finalizate prin aplicaţii industriale.

În vederea unei studieri mai aprofundate a diverselor reţete cunoscute, pe baza studiilor bibliografice, s-au efectuat cîteva sute de încercări orientative cu ajutorul celulelor Hull şi Bertorelle, determinîndu-se domeniile de lucru privind concentraţia electroliţilor, temperatura şi densitatea de curent.

Pentru condiţiile stabilite ca fiind cele mai apropiate de parametrii optimi, s-au efectuat apoi încercări de reproducere la dimensiuni de laborator, în celule dreptunghiulare, cu şi fără agitare mecanică.

Influenţa densităţii de curent este înfăţişată pe grafice care reprezintă chiar catozii din celulele miniaturizate Hull şi Bertorelle, adică pe grafice care arată variaţia aspectului în funcţie de distanţa dintre anod şi diferitele zone catodice cu densităţile de curent corespunzătoare (distanţa fiind exprimată în cm, pe orizontală). Repartiţia curentului fiind funcţie logaritmică de distanţa citită pe catod, valoarea densităţii de curent într-o zonă oarecare a catodului poate fi determinată foarte uşor, prin simpla suprapunere a acestui grafic cu diagrama de etalonare a celulei Hull (fig. 1).

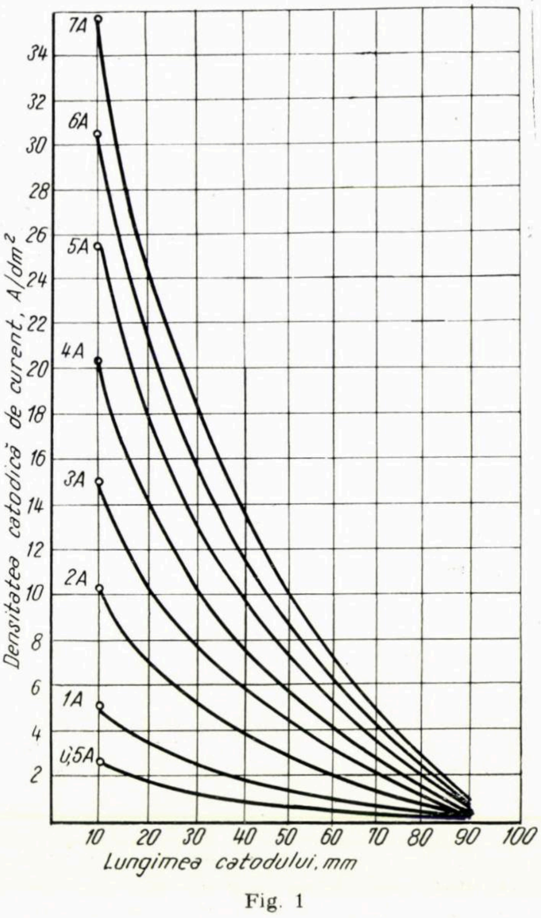


Fig. 1

Influenţa temperaturii a fost reprezentată în grafice care arată domeniile de lucru optime în ceea ce priveşte temperatura şi densitatea de curent. Pe orizontală a fost notat intervalul de lucru pentru o depunere oarecare (spre exemplu, semilucioasă, obţinută între 2–3 A/dm² la temperatura de 40°C), iar pe verticală, variaţia temperaturii.

Valorile randamentelor de curent şi ale consumurilor de energie au fost determinate în celulele dreptunghiulare în care s-a studiat depunerea pentru condiţiile optime de lucru. Tot aceste probe au servit la determinarea porozităţii şi grosimii acoperirilor respective. Rezultatele cele mai semnificative au fost expuse în diagrame.

Influenţa densităţii de curent asupra valorii randamentului de curent s-a reprezentat grafic numai în unele cazuri, de exemplu la electroliţii fluoborici (cu anion comun celor trei tipuri de acoperiri), electroliţi în care variaţia sa este mai sensibilă, randamentul menţinîndu-se la valori dintre cele mai ridicate.

În mod deosebit a fost studiată influenţa densităţii de curent asupra vitezei de depunere a celor trei metale din electroliţii care au dat cele mai bune rezultate, reprezentîndu-se grafic, pentru a se putea determina cît mai comod durata unei acoperiri care are grosimea impusă.

Electroliţi de cuprare

S-au experimentat patru tipuri de electroliţi de cuprare cu diferite compoziţii, toţi avînd caracter acid, excepţie făcînd cel cu pirofosfaţi.

Electrolit pe bază de sulfat. Deşi cunoscut încă de la începuturile electrochimiei, acest electrolit continuă să fie studiat şi astăzi, îmbunătăţirea sa permanentă avînd ca urmare utilizarea destul de frecventă în practica industrială.

Ca adaosuri de luciu s-au folosit tioureea şi acidul naftalin-disulfonic. Cele mai bune rezultate le-a dat tioureea, în prezenţa tartratului de potasiu, adăugat mai ales pentru a preîntîmpina formarea unor peroxizi. S-a reuşit obţinerea unor depuneri foarte aderente şi lucioase în prezenţa tioureei, la 15°C şi 4 A/dm², cu agitare intensă şi cu o viteză de acoperire mare (0,87 µm/min), randamentul de curent fiind apropiat de cel teoretic. Aceste depuneri însă nu s-au putut realiza direct pe oţel, ci pe un strat amorsă, foarte subţire, de cupru depus în soluţie de oxalat, sau nichel depus din sulfat, timp de 2–3 min.

S-a încercat şi cuprarea directă a oţelului din sulfat, prin aşa-numita „pasivare'' iniţială [15].

În acest scop s-au scufundat epruvetele, înainte de cuprare, într-o soluţie de clorură de arsen (HCl – 19% şi As_2O_3 – 30 g/l). Pe suprafaţa oțelului s-a depus prin substituție un strat subțire de arsen a cărui prezență a împiedicat înlocuirea fierului cu ionii de cupru din sulfat.

Depunerile, deși foarte aspectuoase, nu au fost prea aderente, iar încercările au fost abandonate datorită toxicității arsenului.

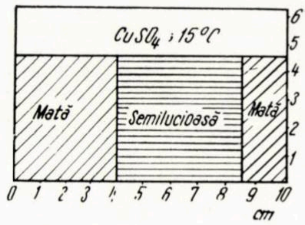


Fig. 2

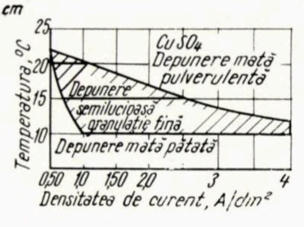


Fig. 3

Influența densității de curent asupra aspectului depunerilor de cupru din sulfat se poate observa în figura 2 (curent de 1 A).

Variația aspectului depunerii în funcție de temperatură și densitate de curent este reprezentată în figura 3.

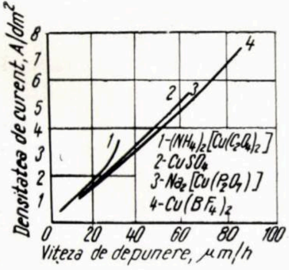


Fig. 4

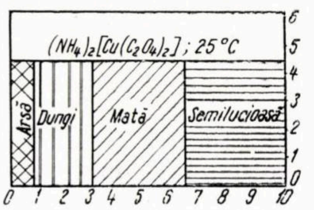


Fig. 5

Din figura 4 se constată că, depunerea cuprului din sulfat se face cu o viteză medie a cărei valoare se abate de la cea teoretică prin creșterea densității de curent, datorită scăderii randamentului în metal.

Viteza de depunere din sulfați este aproximativ egală cu cea din pirofosfați și mai mică decît cea din fluoborați, diferențele provenind din cauze similare celor care produc variațiile valorilor randamentului de curent.

Electrolit pe bază de oxalați. S-a lucrat cu doi electroliți, unul preparat din oxalat de sodiu și altul din oxalat de amoniu. Electrolitul cu oxalat de sodiu nu a dus la cele mai bune rezultate, depunerea avînd aspect pătat și fiind insuficient de aderentă.

În electrolitul pe bază de oxalat de amoniu s-a lucrat la temperatură ambiantă, cu o densitate de curent de 0,5 A/dm², obținîndu-se depunere de cupru direct pe oțel, cu aspect semilucios, de culoare deschisă și aderență foarte bună.

S-a constatat că aderența este slabă dacă se lucrează la temperaturi mai ridicate (35—40°C) datorită creării condițiilor favorabile pentru reacția de substituție între cupru și fier. O influență asemănătoare o are și agitarea electrolitului. Rezultatele sînt expuse în figurile 4 și 5.

Puterea dispersivă a electrolitului pe bază de oxalat, egală cu 40%, este mai mare decît la toți ceilalți electroliți studiați și aproximativ egală cu cea din cianuri. Randamentul băii nu este prea mare, la fel și viteza de depunere (0,084 μm/min), motiv pentru care această baie se recomandă numai pentru depunerile de cupru ca strat amorsă.

Electrolit pe bază de fluoborat. S-a preparat un electrolit pe bază de fluoborat de cupru cu exces de acid boric și fluoboric. S-a lucrat cu o densitate de curent cuprinsă între 1 și 20 A/dm²; rezultate corespunzătoare au fost obținute și la valoarea de 30 A/dm², într-o soluție cu concentrație mărită în fluoborat și acid liber.

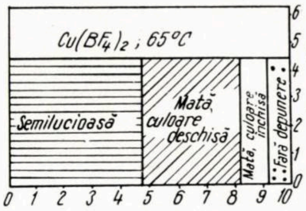


Fig. 6

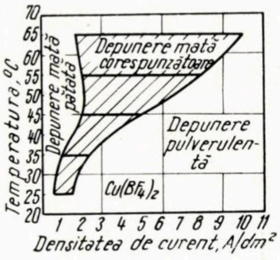


Fig. 7

Rezultatele obținute în electroliți pe bază de fluoborat sînt expuse în figurile 4, 6, 7 și 8.

Se constată obținerea unei depuneri aderente pe fier numai în cazul acoperirii prealabile, cu un strat subțire de 1—2 μm, într-o baie de nichelare sau cuprare în oxalat.

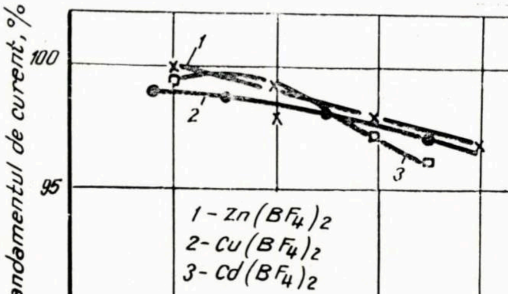


Fig. 8

Depunerile, deși sînt mate, se caracterizează prin uniformitate și aspect foarte plăcut.

Din figura 7 rezultă că, pentru a obține o depunere corespunzătoare, se poate lucra la temperatura de 65°C, într-un interval larg de densitate de curent, cuprins între 2 și 10 A/dm².

Electrolitul are o putere dispersivă intermediară între cel cianuric și cel cu sulfat de cupru. Viteza depunerii este ridicată, iar randamentul apropiat de cel teoretic, pentru intervalul de 1—25 A/dm².

Electrolit pe bază de pirofosfat. S-a lucrat cu diverse compoziţii de electrolit, avînd concentraţia în pirofosfat de cupru cuprinsă între 42,5 şi 110 g/l. La temperatura de 60°C şi densitatea de curent 1—8 A/dm² s-au obţinut depuneri cu aderenţă şi aspect corespunzătoare. Valoarea p*H*-ului s-a menţinut între limitele 7 şi 8,5. Rezultatele cele mai importante sînt prezentate în figurile 4, 9 şi 10.

Se constată o viteză de depunere comparabilă cu cea din sulfaţi, iar domeniul de lucru, în funcţie de temperatură şi densitate de curent, se aseamănă cu cel al electroliţilor fluoborici, neavînd însă aceeaşi extindere. Cel mai mare interval de lucru pentru densitate de curent se află la temperatura de 60°C; între 25 şi 35°C, intervalul se reduce foarte mult.

În încercările semiindustriale care s-au făcut cu electroliţi de cuprare pe bază de oxalat, pirofosfat şi fluoborat, s-a constatat că parametrii de lucru stabiliţi în laborator corespund şi la scară mai mare.

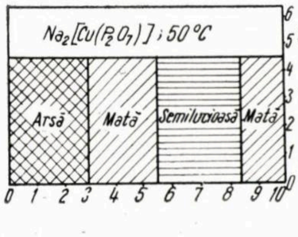


Fig. 9

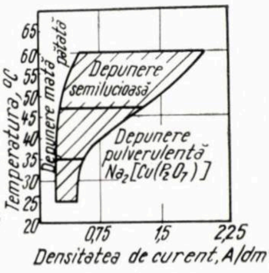


Fig. 10

Din calculul economic efectuat asupra costurilor tehnologice necesare celor trei electroliţi, comparativ cu electrolitul cianuric, a rezultat că preţul de cost al depunerii de cupru, din electrolit oxalic, este mai scăzut cu 1,74 lei/m² µm. La acest avantaj economic se mai adaugă şi avantajul prezentat de netoxicitatea electroliţilor oxalici.

Electroliţi de zincare

Electrolit pe bază de zincaţi. S-a folosit un electrolit pe bază de zincat de sodiu cu adaos de stanat de sodiu. Rezultatele obţinute în acest electrolit sînt prezentate în figurile 11 şi 12.

Din figura 11 se constată că la mari densităţi de curent depunerea este rugoasă, macrogranulară, cea cu structură corespunzătoare aflîndu-se la valori ale densităţii de curent cuprinse în jurul a 1 A/dm².

Viteza de depunere scade cu creşterea randamentului de curent, din cauza micşorării proporţionale a cantităţii de metal depuse de către unitatea de cantitate de electricitate.

Electrolit pe bază de sulfaţi. Electrolitul are la bază sulfat de zinc cu adaosuri de dextrină. Rezultatele cele mai semnificative, obţinute în acest electrolit, sînt arătate în figurile 13 şi 14.

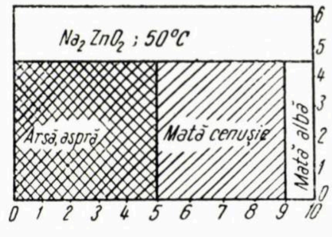


Fig. 11

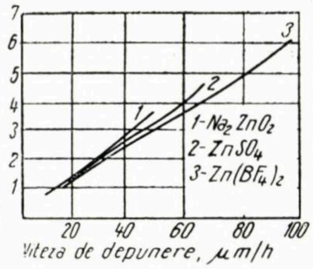


Fig. 12

În figura 14 se constată că intervalul mare de lucru (privind densitatea de curent) pentru o depunere corespunzătoare, lucioasă, se află, ca şi în cazul sulfatului de cupru, la temperaturi mai scăzute, ele îngustîndu-se în mod sensibil cu ridicarea temperaturii.

Experimentările făcute în fază semiindustrială au confirmat parametrii tehnologici stabiliţi în fază de laborator. Efectuînd un calcul economic al operaţiilor de zincare în electroliţi cu cianuri şi cu zincaţi, a rezultat că aplicarea electrolitului cu zincat este mai recomandabilă atît din punct de vedere al costului, cît şi din punct de vedere al toxicităţii.

Costul operaţiei de zincare cu zincat se reduce cu aproximativ 4,60 lei /m²µm.

Electroliţi de cadmiere

Electrolit pe bază de sulfat. Electrolitul utilizat are o compoziţie simplă, bazată pe sulfat de cadmiu şi acid sulfuric cu adaosuri tensioactive (gelatină şi acid naftalin-disulfonic).

Rezultatele obţinute sînt reprezentate în figurile 15 şi 16.

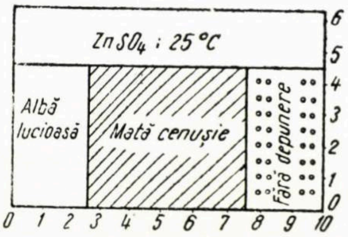


Fig. 13

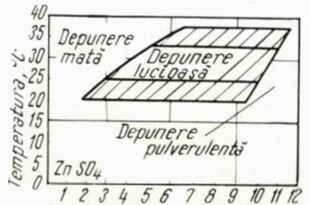


Fig. 14

Din figura 15 se observă că la valori ridicate sau prea scăzute ale densităţii de curent, aspectul depunerii este necorespunzător, rugos, respectiv mat, zona optimă cu depunere lucioasă, de culoare deschisă, aflîndu-se în jurul a 2 A/dm².

Se constată că viteza de depunere, determinată ca în toate cazurile anterioare, pentru valoarea optimă a temperaturii, crește cu densitatea de curent, fiind mai mică decît în cazul electrolitului de fluoborat, mai ales la valori maxime ale acestuia, valori la care randamentul în metal se știe că este în general mai scăzut.

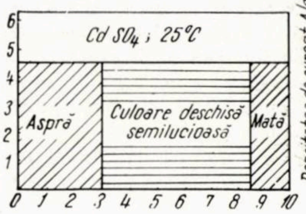


Fig. 15

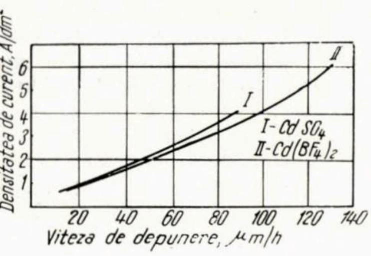


Fig. 16

Deosebit de remarcabilă în cazul acestui electrolit este puterea sa dispersivă, de 36%, comparabilă cu a electroliților cianurici.

Electrolit pe bază de fluoborat. S-a lucrat la diferite temperaturi, cu și fără agitare mecanică, obținîndu-se depuneri aderente, mate, de culoare cenușie care, după un scurt atac într-o soluție adecvată de pasivare, devin albe.

Rezultatele obținute sînt prezentate în figurile 8 și 16.

Valorile mari ale randamentului de curent, pentru temperatura de 50°C și densități cuprinse între 5 și 25 A/dm², au o influență directă asupra valorilor, de asemenea mari, ale vitezei de depunere.

Aspectul depunerii, studiat în celula Bertorelle, este mai favorabil în domeniul densităților mari de curent, la cele mici depunerea fiind deficitară sau de culoare închisă.

În încercările semiindustriale s-au efectuat experimentări cu electrolit de cadmiere pe bază de fluoborat. Parametrii și rezultatele obținute au corespuns cu cele din fază de laborator.

Pe baza calculelor economice s-a ajuns la concluzia că operația de cadmiere în electrolit cu sulfat este mai rentabilă, atît din punct de vedere al prețului de cost, mai mic decît al băilor cianurice uzuale, cît și din punct de vedere al lipsei de toxicitate.

Compozițiile electroliților utilizați

Electroliți de cuprare

Sulfat : $CuSO_4 \cdot 5H_2O$ — 220 g/l; H_2SO_4 — 50 g/l; Tiouree — 0,05 g/l; Tartrat de potasiu — 20 g/l.

Oxalat : $(NH_4)_2 \cdot Cu\ (C_2O_4)_2 \cdot 2\ H_2O$ — 19 g/l; $(NH_4)_2C_2O_4 \cdot H_2O$ — 50 g/l; $H_2C_2O_4 \cdot 2\ H_2O$ liber — 30 g/l; H_3BO_3 — 4 g/l; pH — 4—5.

Fluoborat : $Cu(BF_4)_2$ — 235 g/l; H_3BO_3—16 g/l; HBF_4 liber — 2 g/l;

Pirofosfat: $Cu_2P_2O_7 \cdot 3\ H_2O$ — 42 g/l; $Na_4 \cdot P_2O_7 \cdot 10\ H_2O$ — 232 g/l; NH_4OH — 4 g/l; $NaNO_3$ — 10 g/l; pH — 7,5 — 8,2.

Electroliți de zincare

Zincat : Zn metalic — 15 g/l; NaOH — 200 g/l; Sn tetravalent — 0,2 — 0,4 g/l;

Sulfat : $ZnSO_4 \cdot 7\ H_2O$ — 230 g/l; NH_4Cl — — 25 g/l; Dextrină — 3 g/l;

Fluoborat : $Zn\ (BF_4)_2$ — 300 g/l; NH_4BF_4 — 30 g/l; NH_4Cl — 30 g/l; Extras de lemn dulce — 1 g/l;

Electroliți de cadmiere

Sulfat : $CdSO_4 \cdot 8/3\ H_2O$—50 g/l; H_2SO_4—50 g/l; Acid beta-naftalin-disulfonic — 5 g/l; Gelatină — 10 g/l;

Fluoborat : $Cd\ (BF_4)_2$ — 140 g/l; HBF_4 liber — — 40 g/l; Clei de tîmplărie — 2g/l.

Concluzii

Printre avantajele esențiale pe care le prezintă tipurile de electroliți experimentați, în afară de lipsa toxicității, se remarcă prețul lor de 2—4 ori mai scăzut decît al electroliților cianurici, compoziția relativ simplă, posibilitatea preparării și corectării cu materiale indigene, sensibilitatea mai mică față de impurități sau față de nerespectarea riguroasă a compoziției, randamente de curent superioare în condiții de intensificare a proceselor de producție, ca și o stabilitate mai bună în exploatare, atît pe durata funcționării, cît și pe cea a depozitării în contact cu atmosfera înconjurătoare.

Se menționează obținerea unor acoperiri avînd bune caracteristici calitative, reușindu-se ca atît aspectul, uniformitatea grosimii, aderența, porozitatea, viteza de acoperire, cît și rezistența la coroziune accelerată, să fie comparabile cu a acoperirilor obținute din cianuri, iar în unele cazuri, chiar superioare.

Ca urmare a aplicării diferențiate a noilor tipuri de electroliți în principalele uzine constructoare de mașini din țara noastră, există premise să se conchidă că pe baza experienței acumulate, în scurt timp se va obține generalizarea utilizării electroliților la tot felul de repere și acoperiri, urmînd ca, după unele cercetări efectuate în paralel, să se poată elimina definitiv cianurile din practica atelierelor de tratamente electrochimice, nu numai în cazul metalelor menționate în prezenta lucrare, ci și la depunerea unor aliaje, ca: alama, bronzul sau la operațiile de argintare, aurire și degresare electrochimică.

BIBLIOGRAFIE

[1] Bertorelle E. *Trattato di Galvanotecnica.* Milano, Hoepli, 1960.
[2] Phanhauser W. *Galvanotechnik.* Leipzig, Academische Verlaggesellschaft, Portig, K.C., 1950.
[3] Machu W. *Metallische Überzüge.* Leipzig, Academische Verlaggesellschaft Geest Portig, K.C., 1948.
[4] Salauze J. *Traité de Galvanoplastie.* Paris, Dunod, 1956, p. 191—194, 460—467, 644—646, 681.
[5] * * * *Metode noi de protecție a suprafețelor metalice, vol. II.* București, I.D.T., 1953.
[6] Semeriuk V. I. și Emelianenko G. A. *Electrolit acid pentru cadmierea pieselor de formă complicată* (traducere din Vestnik Mașinostroenie). Buletinul Construcțiilor de mașini, nr. 10, 1962, p. 735—738.
[7] Electroplating, nr. 9, 1960, p. 331—335 și nr. 10, 1960, p. 373—377.
[8] Galvanotechnik, nr. 8, 1963, p. 483.
[9] Brevet U.R.S.S. nr. 142490, cls. 48-a.
[10] Galvano, nr. 298, iulie — dec. 1961, p. 723—727.
[11] Korovin E. V. *Acoperiri și electroliți noi în galvanotehnică.* Moscova, Metallurghizdat, 1962, p. 7—20.
[12] Jurnal prikl. himii U.R.S.S. 33, nr. 5, 1960, p. 1215—1217, nr. 34, 1960, p. 1669—1671.
[13] Slabu Z. P. *Inlocuirea băilor cianurice de zincare.* Proiect de diplomă prezentat catedrei de electrochimie de la Institutul politehnic din București, 1956.
[14] Crișan I. *Obținerea electrolitică a pulberii de cupru din soluții clorhidrice de ioni complecși monovalenți.* Revista de chimie, nr. 9, 1958, p. 518—523.
[15] Lainer E. I. și Kudriavțev N. T. *Bazele galvanostegiei, vol I.* București, Editura tehnică, 1956, p. 448—455.

REALIZĂRI TEHNICE

CZ 621.771.228 :621.753.2

Observații privind îmbunătățirea calibrării la laminorul de platine de la uzinele „Oțelul roșu"

Ing. P. MUNTEANU
Uzinele „Oțelul roșu"

Îmbunătățirea calibrării duce, printre altele, la creșterea producției și a productivității la laminoare.

Analizînd posibilitățile de mărire a capacității laminorului de platine, de la uzinele „Oțelul roșu" s-a ajuns la concluziile următoare:

—Este necesară o revizuire a calibrajului de la caja degrosisoare, în sensul reducerii grosimii prizei de la 65—70 la 50—55 mm, cu scopul micșorării eforturilor pe cilindrii din fontă la caja finisoare. Pe aceeași garnitură să se lamineze platine de la 180 pînă la 240 mm și țagle de 125 × 125 mm.

—Mărirea diametrului cilindrilor din oțel la caja degrosisoare de la 740 la 805 mm, cu scopul obținerii de reduceri mai mari, și schimbarea cilindrilor din fontă semidură, din import, cu cilindri cu crustă dură, fabricați în țară, la caja finisoare.

—Realizarea unui nou calibraj la caja finisoare, cu scopul eliminării strangulării la laminarea blumurilor la care se realizează numai 7 treceri în loc de 11, ca la lingouri.

Pe baza planului de mai sus, s-a trecut la calcule necesare (tabela 1).

După obținerea prizei cu grosimea de 50 mm la caja degrosisoare, laminarea se face în continuare la cajele finisoare și polizoare. În tabelele 2 și 3 și în figura 1 se dau calibrarea nouă și schema nouă de treceri la aceste caje (tabela 2 — schema calibrării noi la caja finisoare; tabela 3 — schema nouă de treceri la cajele finisoare și polizoare).

În tabela 3 s-au redat numai cîteva dimensiuni de platine. Laminorul produce platine de la 14 kg/ml, din 0,5 kg, pînă la 71 kg /ml.

În urma calibrării noi s-a redus numărul trecerilor la caja finisoare, astfel că de la 6 treceri s-a ajuns la 4, ușurîndu-se efortul fizic al muncitorilor și mărind producția specifică cu 4 t pe oră efectivă. A cincea trecere se face la caja polizoare.

Rezultatele obținute cu noua calibrare sînt bune atît în ce privește cantitatea de platine produse, cît și calitatea lor. La această cali-

Tabela 1

Nr. treceri	Dimensiunea pe treceri, mm	Reduceri			α, grade	Lungimea la fiecare trecere, mm	Suprafaţa secţiunii transversale, mm²	λ	Temperatura pe treceri, °C	Forţa de laminare, t	Diametrul de lucru D_l, mm	La lingouri		La blumuri	
		ΔH, mm	ΔB, mm	ε, %								timp maşină	timp pauză	timp maşină	timp pauză
0	320×320	—	—	—	—	1 400	102 400	—	1 170	—	—	—	—	—	—
1	320×270	50	—	15	24	1 652	86 400	1,18	1 170	227	527	2	3	—	—
2	320×228	42	—	15	23	1 949	72 960	1,18	1 161	222	544	2	4	—	—
		Răsturnare la 90°													
3	270×234,9	50	6,9	15	24	2 321	63 450	1,14	1 157	181	527	2,5	4	—	—
4	228×240,2	42	5,3	15	23	2 629	54 720	1,15	1 147	185	544	2,5	4	—	—
		Răsturnare la 90°													
5	200×233,7	40,2	5,7	16	20°50′	3 141	46 740	1,17	1 138	205	609	3	4	3	4
6	172×239,7	28	6	14	18°10′	3 550	41 228	1,13	1 129	191	602	3	5	3	5
		Răsturnare la 90°													
7	180×196	43,7	8	18	22°10′	4 082	35 280	1,15	1 121	188	601	3,5	5	3,5	5
8	192×150	46	12	23	22°10′	4 898	28 800	1,2	1 109	216	618	4	4	4	4
9	202×115	35	10	23	18°20′	5 652	24 380	1,15	1 087	202	689	4	5	4	5
10	216× 74	41	14	38	19°50′	8 448	16 724	1,5	1 071	290	692	4	5	4	5
11	225× 50	28	9	37	15°40′	11 827	11 750	1,4	1 051	276	763	4,5	5	4,5	5
											Total	35″	48″	26″	33″

– pentru lingouri T_{tot} = tp + tm = 48 + 35 = 83 s.
– pentru blumuri T_{tot} = tp + tm = 33 + 26 = 59 s.
Dimensiunile principale ale calibrelor se dau în desenul garniturii de cilindri din figura 1.

Tabela 2

Nr. treceri	Dimensiunea, mm	ΔH, mm	ε, %	ΔB, mm	Suprafaţa secţiunii transversale	λ	L, m	α, grade	D_l	Timp maşină, s	Timp pauză, s
0	225×50	—	—	—	11 750	—	11,8	—	—	—	—
1	231×33	17	34	6	7 634	1,53	18,1	12°20′	742	3	vine de la degrosisor
2	235×22	11	33,34	5,5	5 203	1,46	27,4	9°50′	747	4	3
3	238×15	7	32,68	1,46	3 570	1,46	40	7°50′	760	7,5	6
4	239×10	5	32,2	1	2 390	1,49	58	6°38′	760	9	5

Tabela 3

Nr. crt.	Reducerile în grosime la fiecare trecere, mm					Lăţimea, mm	kg/ml	Timp total maşină, s	Timp total pauză, s
	1	2	3	4	5				
1	33,5	22,5	15,5	10,5	8,9	200	14	30,4	14
2	32	21	14	9	7,96	240	15	29	14
3	32	22	15	10	9	240	17	23,5	14
4	36	26	19,8	14,8	13,8	240	25	18	14,6
5	30	19	—	—	15,95	234	30	15,3	12
6	46	42	—	—	3,9	230	71	6	10
7	39	—	—	—	—	230	71	6	10

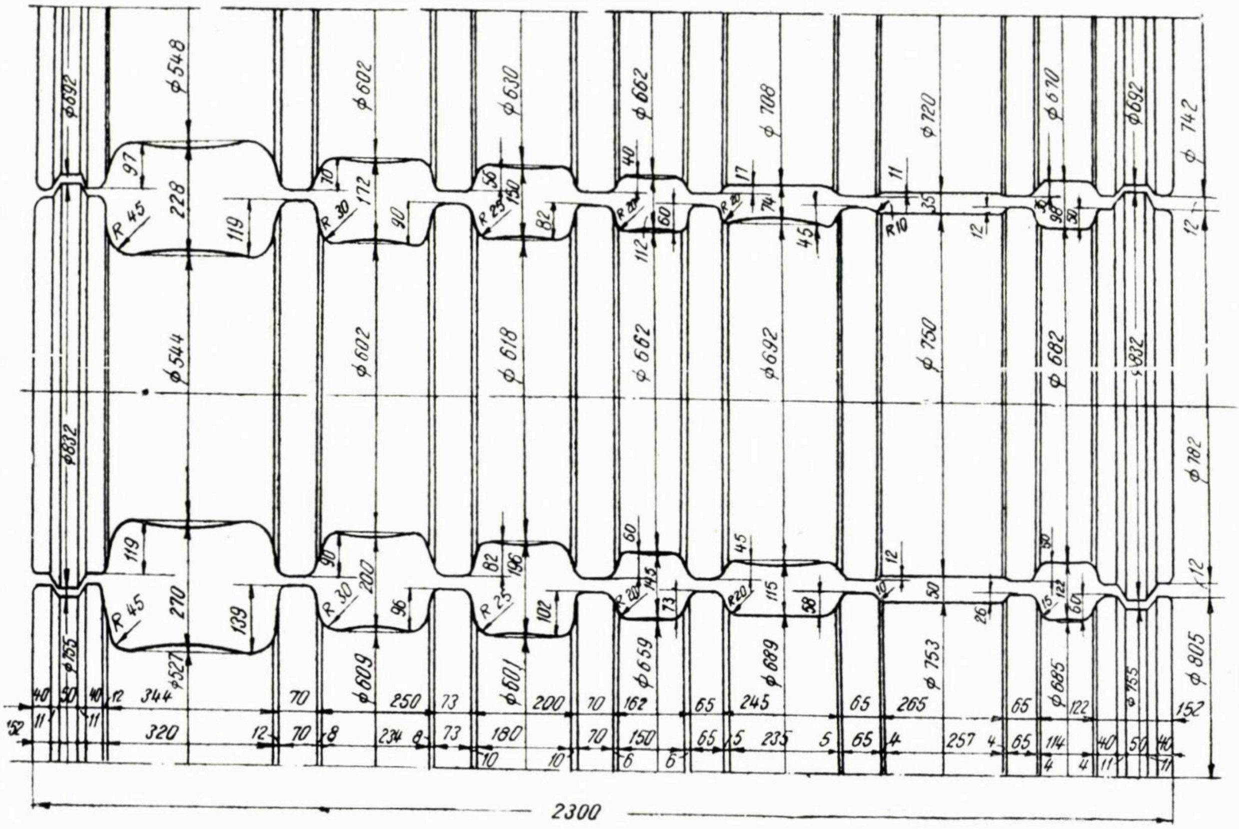

φ548
φ602
φ630
φ662
φ708
φ720
φ670
φ692
φ742
φ544
φ602
φ618
φ662
φ692
φ750
φ682
φ832
φ782
φ755
φ527
φ609
φ601
φ659
φ689
φ753
φ685
φ805
R 45
R 30
R 25
R 20
R10
2300

Fig. 1

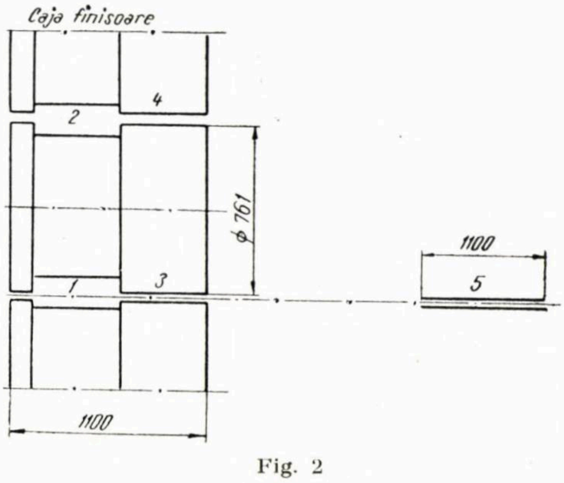

Caja finisoare
1
2
3
4
5
φ 761
1100
1100

Fig. 2

brare este posibilă utilizarea la finisor a cilindrilor de fontă cu coajă dură, identici cu cei de la polizor. Față de cilindrii din fontă semidură din import, utilizați pînă acum, cilindrii cu coajă dură se produc la noi, sînt mai ieftini, se obțin la timp și realizează consumuri specifice de 0,2 kg/t, în comparație cu 0,5 kg/t, la cilindrii aduși din străinătate.

Observații :

Calculele pentru calibrajul nou au fost verificate înainte de aplicare de către un colectiv de ingineri de la ICEM. Forțele de laminare au fost determinate de ICEM cu aparate de măsurat presiunea pe cilindri (captori de forță) în timpul laminării și au fost comparate cu cele calculate teoretic după formulele lui Țelicov și Echelund.

CZ 621.742.4 :543.812 :543.52

Determinarea umidităţii amestecului de turnătorie cu ajutorul surselor de neutroni

Ing. I. APOSTOL şi ing. M. ONCESCU
Institutul de fizică atomică

În lucrarea de faţă se prezintă instalaţia radiometrică pentru determinarea conţinutului de hidrogen din materiale şi metoda pentru măsurarea umidităţii amestecului de turnătorie, făcîndu-se şi o caracterizare metrologică a aparaturii, adică stabilirea pragului de sensibilitate şi imprecizia de măsurare.

Aparatura executată în acest scop în cadrul Institutului de fizică atomică a fost folosită la determinarea umidităţii diferitelor materiale, cum ar fi: solul, pasta de ciment, nisipul de construcţii, agregatele de ciment, betoanele de ciment etc. sau la determinarea conţinutului de bitum din mixturile bituminoase.

Măsurarea umidităţii diferitelor materiale cu ajutorul neutronilor se face fără distrugerea materialului de probă şi cu indicarea imediată a procentului de umiditate.

Principiul de măsurare se bazează pe fenomenul încetinirii neutronilor rapizi emişi de sursă de către hidrogenul conţinut în apa materialului umed şi retroîmprăştierea lor către controlul de neutroni termici care-i înregistrează [1], [2], [3], [4] şi [5], distribuţia neutronilor lenţi în jurul sursei de neutroni rapizi fiind soluţia ecuaţiei vîrstei pentru densitatea procesului de încetinire.

Instalaţia a fost concepută sub două forme: umidimetru de suprafaţă şi umidimetru de adîncime.

Fiecare tip de umidimetru este dotat cu instalaţie electronică complet tranzistorizată, constituită din adaptorul de neutroni (preamplificator şi discriminator), sursa de înaltă tensiune şi numărătorul portabil.

Gabaritul umidimetrului este impus de protecţia biologică împotriva neutronilor şi a radiaţiilor gama, emise de sursa de neutroni rapizi Ra-Be de 5 mCi sau Po-Be de 10^5-10^6 n/s, precum şi de dimensiunile contorilor cu BF_3 pentru măsurarea neutronilor termici.

Umidimetrul de adîncime are diametrul de 250 mm, înălţimea de 500 mm şi masa de 30 kg.

Schema electronică tranzistorizată a adaptorului de neutroni termici este identică pentru ambele aparate [6] şi permite discriminarea pulsurilor date de cuantele gama cu amplitudini sub 0,8 mV şi amplificarea pulsului dat de neutroni de 0,8–2,5 mV pînă la amplitudini de ordinul volţilor capabili să atace numărătorul de pulsuri. În [6] se arată schema de principiu a aparaturii electronice. Numărătorul de pulsuri tranzistorizat este portabil şi are o capacitate de numărare de 99 999 pulsuri, limitată de cele cinci circuite de numărare binar — zecimale.

Sursa de înaltă tensiune de 1 000–1 800 V este, de asemenea, tranzistorizată.

Tensiunea de alimentare de 12 V în curent continuu este realizată cu baterii uscate sau cu acumulator de 12 V.

Grosimea ecranului de protecţie din plumb şi parafină a fost calculată în ipoteza unui debit al dozei de iradiere sub 2 milimetri pe oră, ceea ce permite operatorului să lucreze continuu 8 h/zi.

În figura 1 se arată fotografia aparatului de suprafaţă, iar în figura 2, sonda de adîncime prevăzută cu numărător de pulsuri şi acumulatori. Preamplificatorul şi discriminatorul pot fi montaţi în cutie separată la distanţa maximă de 8 m, sau introduse în aparatul de suprafaţă sau în sonda de adîncime, ajungîndu-se cu lungimea cablului pînă la numărător, la 20 m.

Diagrama de etalonare pentru amestec de turnătorie (fig. 3) a fost executată făcînd măsurări pe probe de diverse umidităţi, din care s-au luat zece probe, a căror umiditate s-a măsurat prin metode clasice, procentul de umiditate fiind dat de media acestor probe.

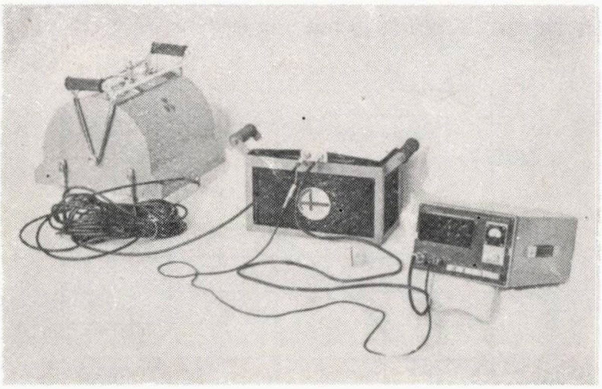


Fig. 1

Valorile de umiditate obţinute cu această metodă dau conţinutul de apă pe unitatea de volum a nisipului de turnătorie (g H_2O în 100 cm^3 amestec de turnătorie).

Conţinutul de apă pe unitatea de masă rezultă din expresia următoare:

$$W_m = \frac{W_v}{\gamma_w},$$

în care:

W_m este conținutul de apă raportat la masa materialului umed (g H_2O/100 g amestec nisip și apă);

W_v — conținutul de apă pe unitatea de volum (g H_2O/100 cm^3 amestec de nisip și apă);

γ_w — greutatea specifică aparentă umedă a nisipului de turnătorie (g/cm^3 amestec de nisip și apă).

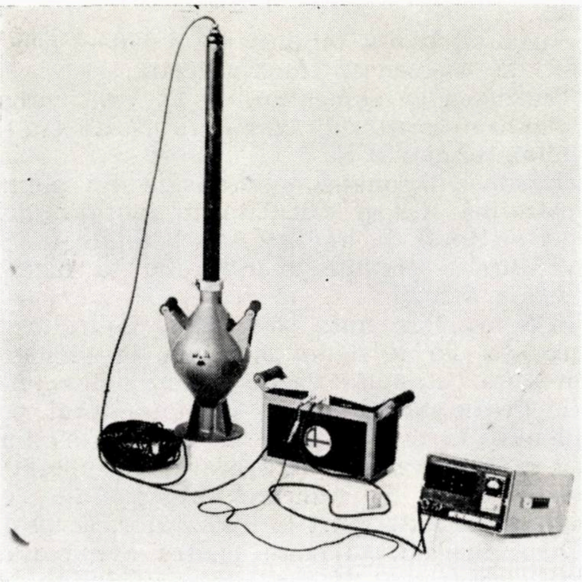


Fig. 2

Pentru a elimina variația indicată de aparat datorită dezintegrării radioactive a sursei sau îmbătrînirii contorilor etc., curba de etalonare din figura 3 poate avea ca ordonată atît vitezele absolute de numărare R_w, cît și raportul dintre viteza de numărare R_w pe materialul de probă și viteza de numărare pe capacitatea de referință R_c (pe apă), iar în abscisă conținutul volumetric de umiditate.

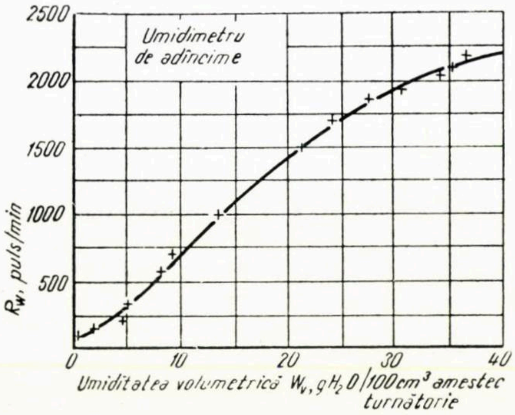


Fig. 3

Caracterizarea metrologică a aparaturii

Pentru exprimarea rezultatului măsurării, gradul de precizie se dă prin aprecierea sensibilității cu ajutorul curbei de etalonare R_w. În acest paragraf se examinează parametrii metrologici ai acestei instalații pentru măsurarea umidității nisipului de turnătorie: sensibilitatea, pragul sensibilității și imprecizia. O tratare mai detaliată a caracterizării metrologice a aparaturii a fost făcută în [7].

Erorile principale care afectează măsurarea umidității prin metode radiometrice sînt: eroarea de indicație; eroarea de fidelitate; eroarea de etalonare.

Eroarea de indicație limită Δ_S este egală cu întreitul erorii statistice asupra măsurării umidității. Eroarea statistică a măsurării umidității este raportul dintre abaterea standard a vitezei de numărare σ_R și sensibilitatea S, adică:

$$\sigma_S = \frac{\sigma_R}{S}.$$

Sensibilitatea aparaturii este dată, la o anumită umiditate a materialului, de raportul dintre variația mărimii indicatoare Δ_R, adică variația vitezei de numărare și variația mărimii măsurate Δ_w, adică a umidității $\left(S = \frac{\Delta_R}{\Delta_w}\right)$.

Prin urmare $\Delta_S = 3\,\sigma_S = \frac{3}{S}\,\sigma_R$.

Această eroare este formată din erorile de construcție ale aparaturii electronice și ale circuitelor de numărare, în cazul numărătorului de pulsuri, precum și din erorile datorite fluctuațiilor statistice, deci:

$$\sigma_R = \sqrt{\frac{R}{t}},$$

unde:

R este viteza de numărare (pulsuri/min);

t — timpul de numărare pentru fiecare măsurare (min).

S-a notat cu σ_f eroarea de fidelitate a aparaturii electronice datorită variației mărimilor de influență, cum este de pildă temperatura care modifică viteza de numărare. În acest scop se fac o serie de măsurări N pe o probă de umiditate fixă, făcînd să varieze numai temperatura mediului ambiant.

Eroarea de fidelitate se calculează cu formula:

$$\sigma_f = \frac{\Sigma (R_i - \overline{R})^2}{N - 1},$$

eroarea de fidelitate limită fiind $\Delta_f = 3\,\sigma_f$.

La numitorul relației s-a folosit $N - 1$, întrucît s-a recurs la abaterea standard a valorilor individuale și nu la abaterea standard a mediei, deoarece la întrebuințarea curentă a instalației se folosește o singură măsurare și nu media unui şir executat într-un timp suficient de lung.

La etalonarea aparatului se compară indicaţiile aparatului cu anumite valori ale umidităţii W cunoscute prin alte metode cu eroarea σ_e. Deci eroarea de etalonare limită asupra umidităţii este $\Delta_e = 3\ \sigma_e$. De cele mai multe ori în eroarea de etalonare intră neomogenizarea materialului de probă din punct de vedere al umidităţii. Prin urmare, eroarea de etalonare se datoreşte unor factori independenţi de construcţia aparaturii electronice sau a fluctuaţiilor statistice de numărare.

De aici rezultă că eroarea de precizie asupra umidităţii este constituită din două tipuri de erori, şi anume: eroarea de precizie a aparaturii $\Delta_{p,\,a}$, pentru măsurarea umidităţii formate din primele două tipuri de erori, adică:

$$\Delta_{p.\,a} = \sqrt{\Delta_S^2 + \Delta_f^2}$$

şi eroarea de etalonare Δ_e stabilită cu relaţia anterioară. Reducerea erorii de precizie a aparaturii se face acţionînd asupra erorilor Δ_S sau Δ_f, adică asupra circuitului de numărare a numărătorului electronic sau asupra circuitului adaptorului pentru contorul proporţional, ţinînd seamă ca piesele componente să prezinte o constantă cît mai bună în funcţionarea la variaţia condiţiilor mediului de lucru (temperatură, presiune etc.).

Eroarea de etalonare nu depinde de instalaţia electronică a aparaturii şi nici funcţionarea aparaturii nu este influenţată de această eroare. Eroarea de etalonare este specifică fiecărui laborator de lucru şi în anumite condiţii ea poate fi redusă la minimum dacă se prelevează un număr mare de probe pentru acelaşi punct şi dacă se aleg etaloane omogene din materiale ale căror caracteristici să nu fie alterate în timp de agenţii atmosferici.

Alaunul amoniacal în amestec de nisip de cuarţ (amestec perfect deshidratat) prezintă un material etalon cu caracteristici optime în această problemă.

Imprecizia instalaţiei sau eroarea de precizie relativă a instalaţiei pentru determinarea umidităţii este dată de expresia:

$$\varepsilon = \frac{\Delta_{a.\,p}}{W}$$

sau în procente:

$$\varepsilon = \frac{\Delta_{a.\,p}}{W} \cdot 100.$$

Fără îndoială că eroarea de precizie a metodei depinde de modul în care s-a făcut etalonarea instalaţiei; ea variază de la laborator la laborator şi este dată în procente de expresia:

$$\varepsilon_{met} = \frac{\Delta}{W} \cdot 100,$$

unde

$$\Delta = \sqrt{\Delta_s^2 + \Delta_f^2 + \Delta_e^2}$$

reprezintă eroarea de precizie a metodei, specifică fiecărui laborator.

În condiţii de funcţionare şi etalonare a instalaţiilor apropiate de condiţiile de teren, s-a determinat:

$$\Delta_f : W = 2\%, \text{ iar } \Delta_e : W = 3\%.$$

Ca urmare, în figura 4 s-a reprezentat pragul sensibilităţii, în H_2O la 100 cm^3 nisip de turnătorie, pentru două timpuri de numărare, iar în figura 5, imprecizia în procente a instalaţiei în aceleaşi condiţii.

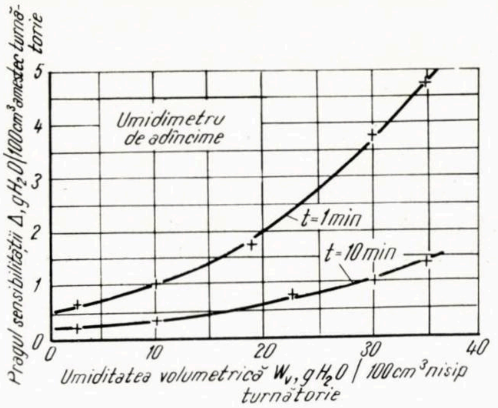


Fig. 4

Pentru verificarea curbei de fidelitate cu temperatura (fig. 6) s-a ridicat în trepte temperatura frigiderului, în care s-a făcut experienţa, de la temperatura +5°C pînă la temperatura +35°C, făcîndu-se continuu măsurări de cîte 10 min, cu instalaţia pe acelaşi mediu, constatîndu-se între limitele temperaturii o

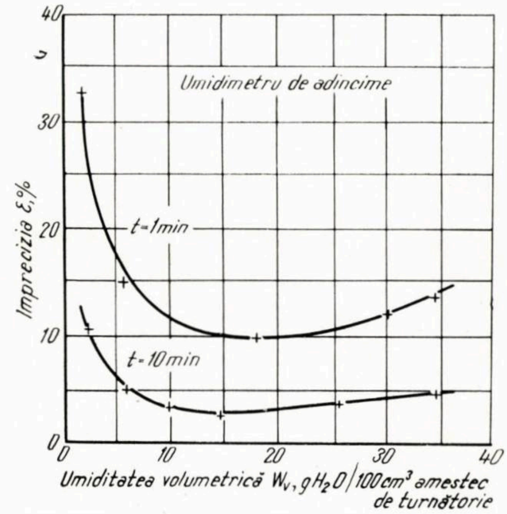


Fig. 5

variație a abaterii medii față de curba medie de ± 1,5% și o variație a abaterii maxime de ± 4%.

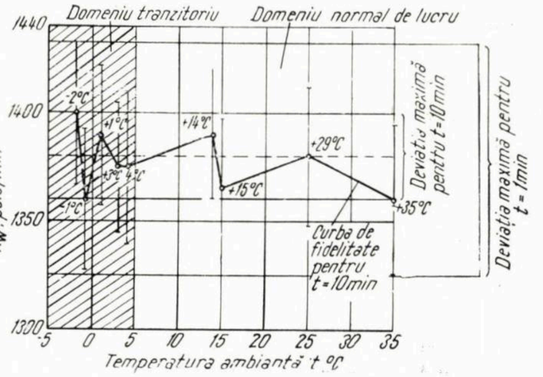


Fig. 6

S-a remarcat că în tot timpul experienței numărătorul s-a aflat în mediu ambiant la temperatura de +25°C. Din caracteristicile tehnice ale numărătorului rezultă că temperatura de lucru este cuprinsă între 4 și 50°C.

BIBLIOGRAFIE

[1] Apostol I. și Oncescu M. *Aparat de suprafață pentru determinarea umidității prin încetinirea neutronilor.* Tehnica nucleară, vol. 4, nr. 7, 1961, p. 418—427.

[2] Apostol I., Comănescu V. și Oncescu M. *Sondă de adîncime pentru determinarea umidității cu ajutorul neutronilor.* Tehnica nucleară, vol. 5, nr. 2, 1962, p. 82—87.

[3] Urbanec J. *Un appareil de mesure du degré d'humidité de sols par les neutrons.* P/795, Geneva, 1955.

[4] Carlton P. F. *The Application of radioisotopes to the measurement of moisture content and density.* Advances in Nuclear Engineering, vol. I.

[5] Brocard J. Mesures industrielles de densité et d'humidité dans la construction. Industries atomiques, nr. 7—8, 1957.

[6] Comănescu V. *Aparat de măsurat umiditatea și densitatea solurilor.* Tehnica nucleară, vol. 5, nr. 5, 1963, p. 285—289.

[7] Apostol I. și Oncescu M. *On the metrological parameters in the measuring of moisture.* International Symposium on Humidity and Moisture, Washington, 1963.

CZ 669.36. 426 :621.315.5

Aspecte tehnico-economice legate de procesul metalurgic de realizare a sîrmei de cupru de calitate superioară, destinată conductorilor emailați

Ing. E. PAUNCEV
Ministerul Industriei Construcțiilor de Mașini

La noi în țară, ca și în multe alte țări, materia primă care se utilizează în scopuri electrotehnice este în exclusivitate cuprul obținut pe cale electrolitică (catozi). Acesta se topește fie în cuptoare rotative cu flacără directă, fie în cuptoare electrice cu inducție de joasă frecvență, cu operațiile corespunzătoare rafinării, după care cuprul topit este turnat în cochilii răcite cu apă, sub formă de bare rotunde, la diametrul de 115 mm.

Rafinarea cuprului și turnarea barelor. Atunci cînd topirea catozilor de cupru se face în cuptoare rotative de 5 t capacitate și cu flacără directă, cum sînt cele de la uzina „Metrom" — Brașov și „Laromet"—București, s-a constatat că există un permanent pericol de absorbție de gaze provenite din hidrocarburi insolubile în cupru, care dau naștere la microsulfuri. Pentru alimentarea parțială a acestor microsufluri, se face în timpul topirii operația de perșare redusă ceea ce este în detrimentul conductibilității electrice a cuprului, mărindu-se prin aceasta proporția oxigenului.

De aceea, în prezent se impune abandonarea cuptoarelor de topit cupru cu flacără directă și trecerea la modernizarea instalațiilor de topit și turnat cupru pentru sîrmă de calitate, prin introducerea cuptoarelor rotative electrice cu inducție și cu atmosferă controlată, capabile să realizeze un cupru cu conținut scăzut de oxigen, cu o structură omogenă (fără microsufluri).

Turnarea în cochilii răcite cu apă nu mai corespunde, nu numai din punct de vedere calitativ (turnare greoaie, segregație mare, aspect de suprafață al lingoului necorespunzător), ci și din punct de vedere economic. Defectele provenite din turnarea barelor în cochilii răcite cu apă au o influență negativă foarte mare asupra calității sîrmei de cupru, aceasta prezentînd incluziuni de corpuri străine, suprapuneri de material și alte defecte care fiind greu de depistat şi înlăturat la barele turnate, apar vizibile la operaţiile de trefilare finale.

În scopul eliminării acestor defecte, s-au făcut progrese calitative însemnate, prin trecerea la turnarea semicontinuă a cuprului. Aceasta a permis în primul rînd mecanizarea completă a operaţiei de turnare, creşterea unităţii tehnologice, prin obţinerea unor bare de lungimi mărite, eliminarea retasurilor şi a pericolului pe care acestea îl prezintă în cazul rămînerii lor parţiale în bara destinată laminării.

Turnarea semicontinuă a cuprului, care la noi în ţară încă este în fază experimentală, la uzina „Metrom'' din Braşov, aduce importante îmbunătăţiri calitative sîrmei de cupru.

La expoziţia austriacă din Bucureşti, firma Siemens St. Halske Gesellschaft — WSW a prezentat realizarea unei originale instalaţii pentru topirea şi turnarea continuă a barelor de cupru, pentru o producţie de 35 000 t/an (fig. 1: *1*—cuptor de topit SNF Cu 12; *2*—pîlnie de turnare (Trirter); *3*—inductor; *4*—jgheab încălzit; *5*—cuptor de aşteptare; *6*—inductor; *7*—dispozitiv de reglare; *8*—dispozitiv de turnare a barelor; *9*—dispozitiv de încărcare; *10* — dispozitiv de ridicare a catozilor; *11*—spaţiu de depozitare a catozilor; *12* — cameră de comandă; *13* — tablou de comandă).

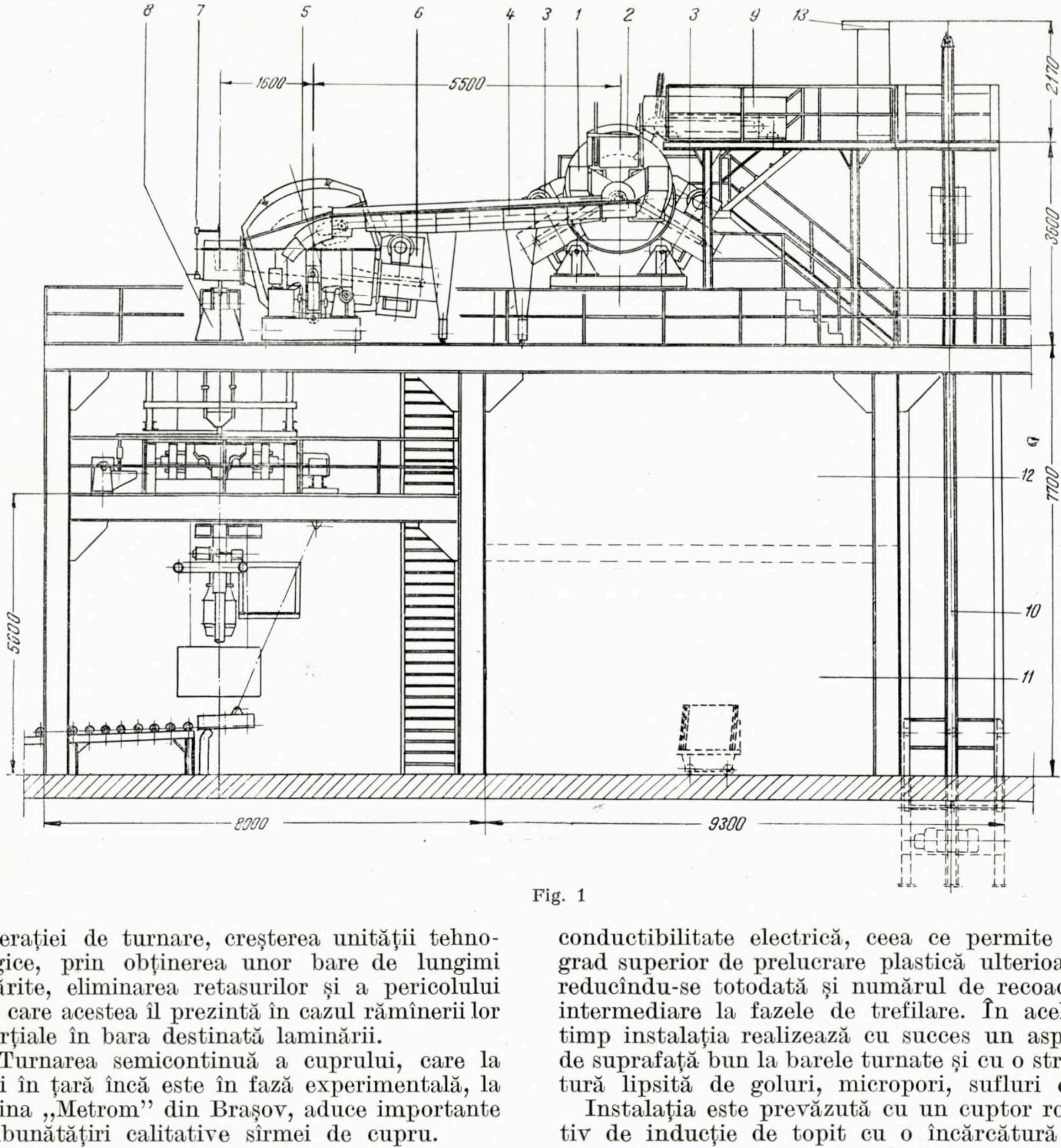


Fig. 1

Instalaţia realizează complet automatizat bare dintr-un cupru lipsit de oxigen, cu o mare conductibilitate electrică, ceea ce permite un grad superior de prelucrare plastică ulterioară, reducîndu-se totodată şi numărul de recoaceri intermediare la fazele de trefilare. În acelaşi timp instalaţia realizează cu succes un aspect de suprafaţă bun la barele turnate şi cu o structură lipsită de goluri, micropori, sufluri etc.

Instalaţia este prevăzută cu un cuptor rotativ de inducţie de topit cu o încărcătură de 12 t cupru şi o putere instalată de 2 000 kW. Ca să se elimine orice posibilitate de oxidare în timpul topirii, metalul lichid este acoperit cu un strat de 10—15 cm de cărbuni de lemn dur şi de o atmosferă gazoasă protectoare. Cuptorul este complet închis, avînd orificii speciale pentru curăţarea şi acoperirea cu cărbuni în timpul topirii. Introducerea catozilor de cupru se face printr-o uşă situată în jumătatea superioară a cuptorului, aceasta fiind astfel construită încît deschiderea și închiderea ei se face cu un dispozitiv pneumatic acționat automat, în funcție de temperatura și volumul existent al metalului topit în cuptor. Lîngă cuptorul de topit se află un cuptor de așteptare, de 4 t capacitate, în care temperatura de turnare este menținută printr-un regulator de temperatură la 1 175°C, cu o variație de $\pm 20°$.

Cuprul topit sub cărbune și gaz protector este adus în cuptorul de așteptare printr-un canal de grafit care se află deasupra unui încălzitor electric tot sub gaz de protecție. De aici cuprul este dus mai departe prin ghidaje de grafit la instalația de turnat.

Incălzirea barelor și laminarea la cald. În condițiile laminării unor lingouri turnate în cochilii verticale, răcite cu apă, sau orizontale, fără răcire cu apă, pentru asigurarea unui minim de calitate este necesară o sortare foarte severă a lingourilor după aspect, compoziție chimică și macroșlif. Trebuie îndepărtate și dată altă destinație barelor de cupru turnate, care prezintă o suprafață exterioară cu pliuri ce pot da suprapuneri în timpul laminării sau care prezintă pori vizibili cu ochiul liber în macrostructură. De asemenea, trebuie eliminate barele care au conținut ridicat de oxigen sau alte impurități nepermise de standard. Barele turnate sub formă de wirebare, în cochilii orizontale, trebuie cojite, îndepărtînd porozitățile existente pe suprafața plană superioară a acestora.

Încălzirea lingourilor și a wirebarelor în uzinele existente la noi se realizează fie în cuptoare tip cameră, în care se introduc lingourile în serii de 20—30 buc., fie în cuptoare tip tunel, în care scoaterea lingourilor încălzite se face în același timp cu introducerea acestora la încălzit, cu ajutorul unui împingător.

Deoarece cuprul se oxidează la suprafață în timpul încălzirii, cu atît mai mult cu cît timpul de încălzire este mai îndelungat, cuptoarele de încălzire tip cameră trebuie modernizate, transformîndu-le fie în cuptoare cu vatră pășitoare, fie cu împingător tip tunel, prin aceasta reducîndu-se sensibil timpul în care lingoul se află în cuptor.

Laminarea la cald are o influență hotărîtoare asupra calității sîrmei.

Pentru eliminarea pe cît posibil a defectelor de laminare trebuie să se verifice reglajul cilindrilor cel puțin de două ori pe schimb, iar cilindrii să se schimbe imediat ce se constată uzură necorespunzătoare sau defecte.

Pericolul cel mai mare pentru calitatea sîrmei de cupru îl prezintă umplerea incompletă sau excesivă a calibrelor cu metal și pătrunderea în cupru în timpul laminării a oxizilor de cupru.

De aceea, actualele laminoare utilizate pentru laminarea sîrmei, cum sînt cele de la „Industria sîrmei" — Cîmpia Turzii și „Laromet", trebuie înlocuite sau modernizate cu caje prevăzute cu emulsie abundentă care să asigure o protejare cît mai completă a cuprului împotriva oxidării în timpul laminării.

În dorința obținerii sîrmei de cupru direct din starea lichidă, în ultimii cinci ani se fac cercetări de amploare, în multe țări cu industrie la nivelul tehnic cel mai înalt, privind adaptarea instalațiilor de tipul „Properzzi", folosite în prezent cu succes la fabricarea sîrmei de aluminiu și a celei de cupru (fig. 2 : *1*—cuptor de topire ; *2*—inductor cu ventilator de răcire ; *3*—capac ; *4*—jgheab de scurgere ; *5*—tablou de comandă ; *6*—dispozitiv de încărcare ; *7*—inductor cu ventilator).

Problema experimentării instalațiilor Properzzi pentru sîrma de cupru pînă în prezent nu a putut da rezultatele scontate, fiind foarte dificilă realizarea protejării complete a cuprului împotriva oxidării, în toate fazele în care metalul se prelucrează în stare caldă.

Trefilarea sîrmei de cupru. Dacă forma și materialul din care sînt confecționate filierele, unguentul tehnologic, gradul de ecruisare și însuși tipul constructiv al mașinilor de trefilat sînt elemente deja suficient de cunoscute de metalurgiști, în ce privește influența acestora asupra calității sîrmei de cupru există foarte dese dispute în efectuarea unor operații costisitoare, cum sînt șebăruirea sîrmei laminate și recoacerea acesteia.

La uzinele noastre experiența îndelungată a confirmat că pentru obținerea unei sîrme de cupru de calitate superioară, o mare influență o are și șebăruirea sîrmei (tragerea sîrmei cu așchierea unui strat de 0,25—0,5 mm pe diametrul sîrmei). Această operație este necesară în primul rînd pentru a elimina toate defectele superficiale de material provenit fie din turnare, fie din laminare. Dacă la sîrma de cupru destinată cablurilor izolate șebăruirea nu este necesară în cazul în care se lucrează cu atenție cuvenită, neșebăruirea sîrmei de cupru care merge la emailare va constitui întotdeauna un risc prea mare. Operația de șebăruire, după verificări îndelungate făcute la uzinele noastre, s-a justificat ca necesară. În unele țări se practică, în scopul obținerii unor sîrme de cupru de calitate, laminarea sîrmei la o dimensiune mai mare (de exemplu, la diametrul de 14 mm) cu șebăruirea acesteia după o degroșare la diametrul de 12 mm. La uzinele noastre, șabărul se dă la sîrma laminată la 12 mm diametru, după prima degroșare, adică la 10,5 mm diametru. Este foarte important ca operația de șebăruire să se dea nu imediat după laminare, ci după o degroșare prin trefilare, pentru uniformizarea și aducerea la suprafață a defectelor superficiale, altfel existînd pericolul ca aceste defecte să nu se afle în totalitate în stratul de 0,5 mm de la suprafața exterioară a sîrmei.

Pentru recoacerea acestei sîrme o mare răspîndire nu numai la noi, ci și în multe alte țări, o au cuptoarele de recopt electrice tip Blanc cu vatră pășitoare și protecție de apă la ieșire (fig. 3 : *1*—termoelement ; *2*—capac de protecție ; *3*—injector ; *4*—cuptor continuu).

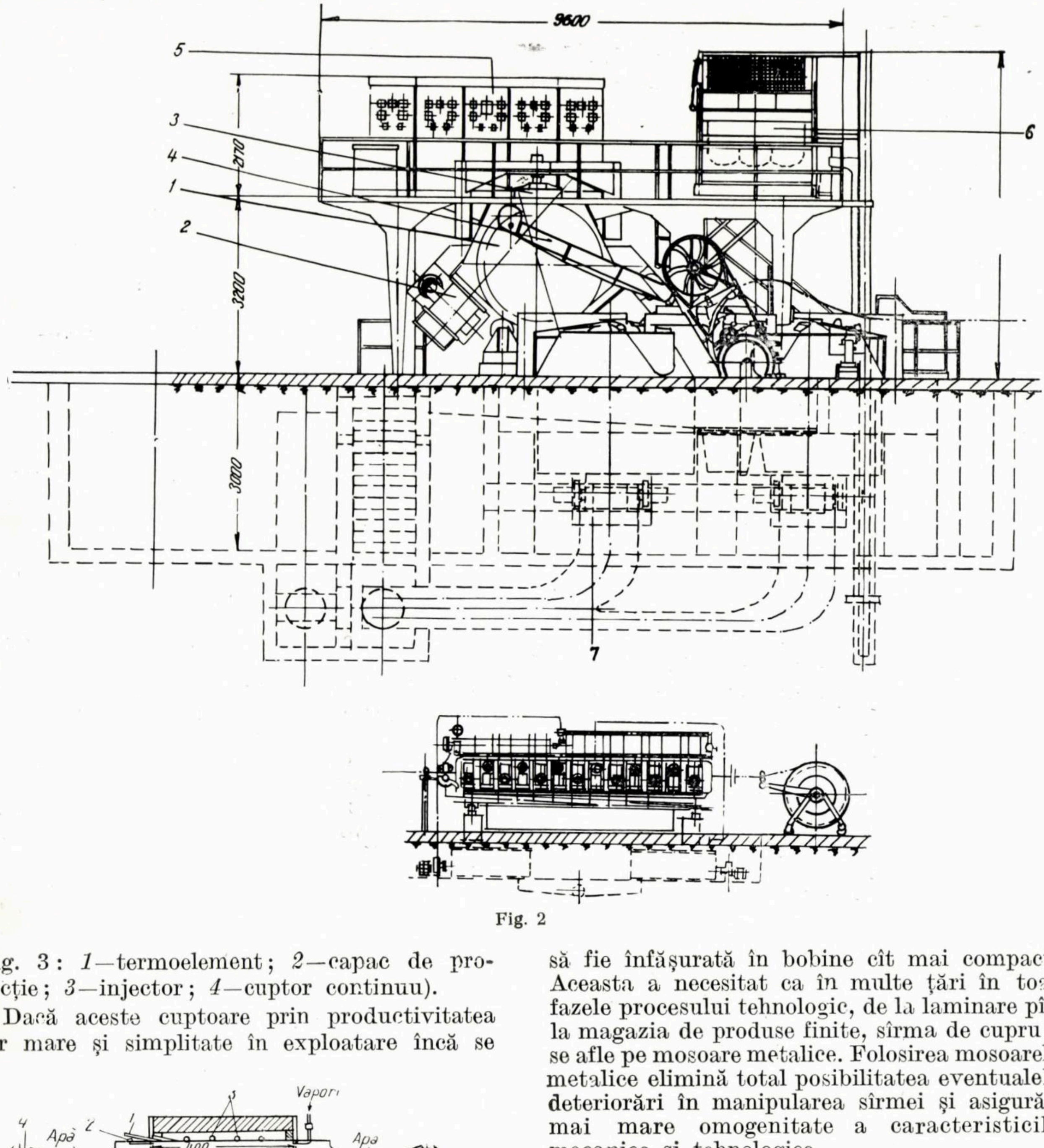


Fig. 2

Dacă aceste cuptoare prin productivitatea lor mare și simplitate în exploatare încă se justifică, îmbunătățiri serioase se mai pot aduce operațiilor de întreținere (curățenie și modul n care se fac manipulările colacilor). Sîrma de cupru în stare recoaptă în special la dimensiuni mici, sub 2 mm, se deteriorează foarte ușor.

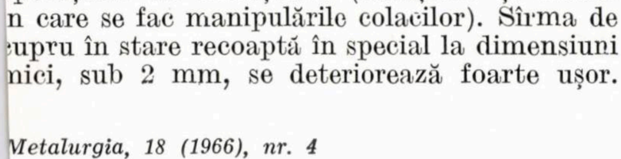


Fig. 3

De aceea, se impune, pentru evitarea oricăror deteriorări în special în transporturile intermediare, precum și pentru evitarea în cît mai mare măsură a eventualelor oxidări, ca sîrma să fie înfășurată în bobine cît mai compacte. Aceasta a necesitat ca în multe țări în toate fazele procesului tehnologic, de la laminare pînă la magazia de produse finite, sîrma de cupru să se afle pe mosoare metalice. Folosirea mosoarelor metalice elimină total posibilitatea eventualelor deteriorări în manipularea sîrmei și asigură o mai mare omogenitate a caracteristicilor mecanice și tehnologice.

BIBLIOGRAFIE

[1] Dnestrovski N. Z. *Volocenie țvetnth metallov i splavov.* Moscova, Metallurghizdat, nr. 3, 1954.
[2] Perlin I. L. *Teoria volocenia.* Moscova, Metallurghizdat, 1955.
[3] Expresinformația. Tehnologia liteinovo proizvodstvo, nr. 9, 1963.
[4] Herman — Metall, nr. 5, 1964.
[5] Prospect WSW — Siemens & Halske Gesellschaft M.B.H., 1964.
[6] Prospect — firma Properzzi.

CZ 621.001.13

Consideraţii asupra metodologiei de coordonare a proiectelor de execuţie*

Ing. C. CONSTANTINESCU
Institutul de proiectări de uzine şi instalaţii metalurgice

Proiectarea se execută în condiţii corecte şi eficiente, numai dacă se respectă în mod riguros un algoritm specific, cu alte cuvinte o „tehnologie de proiectare”.

În cele ce urmează, consideraţiile se limitează la activitatea tehnologului. Fazele procesului de proiectare pentru tehnolog, în ordinea de gîndire, respectiv ca succesiune în timp, sînt: determinarea programului de producţie; stabilirea tehnologiei; alegerea utilajelor; determinarea deservirilor; stabilirea consumurilor specifice; calculul forţelor de muncă; calculul suprafeţelor necesare; evaluarea investiţiilor; determinarea eficienţei economice.

Bineînţeles, în cursul procesului de proiectare pot să apară suprapuneri între aceste faze, mai mult sau mai puţin întinse, dar succesiunea generală rămîne cea indicată.

Alegerea tehnologiei optime este în funcţie de genul şi amploarea programului de producţie; celelalte elemente derivă din programul de producţie şi tehnologia prescrisă, fiind consecinţe logice ale acestora.

Abaterile de la ordinea de gîndire arătată nu pot fi decît aparente. Astfel, chiar în cazul în care ulterior este necesară încadrarea într-o anumită valoare de investiţie,modificarea proiectului nu se poate face, în mod corect, decît reluînd procesul de gîndire, în aceeaşi ordine.

Cele arătate sînt valabile pentru fazele de studiu şi proiect de ansamblu, la care, în mod evident, tehnologul deţine rolul principal în proiectare, iar coordonarea acestuia determină, intr-o largă măsură, atît nivelul calitativ, cît şi eficienţa economică a proiectului.

Aparent, rolul tehnologului este mai redus în cazul proiectelor de execuţie, datorită faptului că activitatea acestuia este consemnată sub denumirea de „teme şi coordonare”.

În cele ce urmează se analizează modul cum trebuie să decurgă această activitate de elaborare de teme şi de coordonare, care revine tehnologului, în cadrul proiectelor de execuţie. Pentru precizarea problemei, se consideră cazul unui proiect de execuţie pentru o secţie al cărei proiect de ansamblu a fost avizat şi aprobat.

Pentru ca elaborarea proiectului de execuţie să decurgă în condiţii optime, sînt necesare două condiţii prealabile, şi anume: soluţia oricărei probleme să fie stabilită suficient de detaliat, în mod clar şi univoc, în cadrul proiectului de ansamblu; să nu existe omisiuni valorice în devizul proiectului de ansamblu aprobat.

Nerespectarea acestor două condiţii esenţiale poate avea următoarele două cauze:

— Din cauza proiectantului: proiectantul nu a analizat suficient de profund, în cadrul proiectului de ansamblu, soluţiile optime, amînînd rezolvarea definitivă a problemei pentru faza de proiect de execuţie; proiectantul a omis unele poziţii din deviz, sau le-a subevaluat.

Riscul de a depăşi din aceste cauze valoarea devizului poate fi eliminat numai prin atenţia şi competenţa proiectantului, iar rolul tehnologului coordonator este de cea mai mare însemnătate, în această privinţă.

— Ca urmare a avizărilor: în cadrul avizărilor, s-a indicat o modificare de soluţie, care să se analizeze la faza următoare de proiectare; avizarea decide o limitare a investiţiilor, fără precizarea obiectelor la care să se renunţe total sau parţial.

Aceste cauze pot duce, uneori, la depăşiri ale valorii aprobate a devizului. Pentru a se evita eventualitatea depăşirilor, este strict necesar ca modificările survenite în urma avizărilor să fie studiate de la caz la caz: într-o completare a proiectului de ansamblu, pentru modificările importante; în cadrul proiectului de execuţie, pentru modificări de amploare redusă.

În orice caz, este strict necesar ca eventualele modificări să fie analizate şi clarificate înainte de începerea proiectului de execuţie.

Considerînd rezolvate aspectele de mai sus, se va analiza fondul problemei.

Activitatea tehnologului în elaborarea proiectelor de execuţie, denumită în general „elaborare de teme” şi „coordonare”, are, în realitate, mai multe faze, destul de complexe şi, parţial, suprapuse în timp.

Elaborarea propriu-zisă a temelor

Reverificarea datelor. Este necesar ca, înaintea elaborării temei de proiectare, tehnologul să reverifice toate datele iniţiale, pentru a le pune în concordanţă fie cu modificările cerute prin avizări, fie cu elementele noi, apărute pe parcurs şi generate de alte proiecte elaborate între timp sau de eventuale îmbunătăţiri tehnice. Se menţionează în special necesitatea corelării cu proiectele elaborate între timp şi care tratează probleme tangente; experienţa a arătat ce urmări neplăcute poate avea o lipsă de atenţie, în această problemă de corelare.

---

* Acest material se publică ca bază de discuţii, rugînd cititorii să trimită observaţiile lor redacţiei.

În cazul în care, prin această verificare, apar elemente care impun schimbări, acestea trebuie avizate de forurile tutelare.

Ca un caz concret, se menționează situația atelierului de volin din cadrul sectorului de întreținere al Combinatului siderurgic „Gh. Gheorghiu-Dej"—Galați, prevăzut și aprobat în faza anterioară de proiectare și care, la verificarea făcută înainte de începerea proiectului de execuție, nu s-a mai dovedit necesar, cantitatea de volin putînd fi asigurată de o unitate a Ministerului Economiei Forestiere, dată în exploatare între timp.

Din acest exemplu, oarecum minor, se poate vedea atenția, competența și capacitatea de informare care se cer tehnologului la această verificare și care pot duce la economii însemnate la proiectele de execuție.

Elaborarea temelor către atelierele de specialitate. Pentru o mai sigură corelare, este indicat ca, în temă, în afară de elementele care interesează în mod nemijlocit un atelier de specialitate, să fie menționate și legăturile cu celelalte ateliere de specialitate. De exemplu, pentru atelierele de utilaje este indicat să se precizeze că vor emite teme de fundații, acționări și alimentări electrice și vor primi teme de la atelierele de încălziri și ventilații. Menționarea anticipată, chiar în cadrul temei, a acestor legături între ateliere, evită multe omisiuni și corecturi ulterioare.

Din cele arătate rezultă însă că elaborarea temei nu poate fi făcută în condiții optime numai de tehnolog, ci, pentru completa clarificare a problemelor este necesară elaborarea în comun cu proiectanții de specialitate.

În afară de elementele tehnice propriu-zise, temele trebuie să cuprindă și valorile de deviz aprobate, pentru a ușura încadrarea în valoare, sau o eventuală compensare cu altă poziție din aceeași structură.

În ceea ce privește piesele desenate, necesare pentru coordonarea proiectului de execuție, problema este foarte dificilă întrucît, în mod ideal, chiar în cadrul temei ar fi bine să se poată stabili : ce desene sînt necesare pentru planul de montaj ; scara la care să se execute aceste desene (scară comună pentru toate specialitățile), în plan și la diferite nivele ; poziția și direcția secțiunilor cheie, precum și scara acestora.

Deși această problemă este deosebit de importantă și la coordonarea proiectelor apar multe dificultăți și deficiențe la acest capitol, se apreciază că, în cadrul temei către atelierele de specialitate, nu se poate preciza cu certitudine decît scara desenelor, celelalte elemente urmînd să fie stabilite pe parcursul proiectării. Din experiență s-a observat că cele mai potrivite scări sînt 1 : 100 pentru desenele în plan, 1 : 50 pentru secțiuni, 1 : 20, sau foarte rar 1 : 10, pentru noduri, care necesită o detaliere deosebită.

Coordonarea propriu-zisă

Coordonarea propriu-zisă este în fond operația de sudare a diferitelor activități de specialitate, astfel încît, luat în ansamblu, proiectul de execuție să prezinte omogenitatea și univocitatea, care să asigure constructorului o execuție corectă.

Această coordonare se face pe trei căi, și anume :

— verificarea temelor emise între atelierele de specialitate, pentru încadrarea lor în ansamblul general. În această privință sînt unele păreri divergente, referitor la rolul tehnologului, în ceea ce privește soluțiile problemelor de construcții, instalații etc.

Într-adevăr, în condițiile tehnicii de astăzi este imposibil ca un proiectant tehnolog, oricît de experimentat și de competent ar fi, să posede cunoștințe suficient de profunde în domeniile altor specialități (construcții, alimentări electrice, ventilații etc.), încît să poată să intervină, cu aport efectiv, în detalierea soluțiilor. Aceasta nu înseamnă însă că tehnologul trebuie să accepte, fără o justificare documentată, soluția de specialitate ; mai mult decît atît, tehnologul trebuie să aibă dreptul și competența de a decide asupra soluției.

De exemplu, construcția unei hale cu traveea de 6 m poate să fie mai convenabilă din punct de vedere tehnic și al costului, dar condițiile de amplasare a utilajului, sau chiar numai de exploatare, să pretindă traveea de 12 m, deși această soluție poate fi mai scumpă. În astfel de situații, opinia tehnologului este hotărîtoare pentru că nu trebuie uitat niciodată că, în proiectarea industrială, construcția este suprastructura care asigură desfășurarea procesului tehnologic optim și această desfășurare este elementul care decide în alegerea soluției.

— verificarea în permanență, de către tehnolog, a stadiului lucrărilor de specialitate, pentru buna lor corelare. Această verificare trebuie făcută periodic, cu fiecare proiectant de specialitate și este recomandabil să se facă la planșetă, pe planul de ansamblu de specialitate. Dacă această operație se face sistematic, multe necorelări, unele inevitabile pe parcurs, se pot corecta pe loc, ceea ce va economisi multe ore de muncă ale proiectantului de specialitate.

— analize periodice cu toți proiectanții de specialitate. Experiența acestor ședințe de coordonare a arătat că adeseori pot avea loc omisiuni, mărunte în aparență, dar cu consecințe supărătoare, dacă nu sînt sesizate la timp ; pozițiile golurilor din ziduri și planșee, pentru diferite conducte, sau susținerile acestora trebuie tratate cu multă atenție și bine procedează tehnologii care, în cadrul ședințelor de coordonare, insistă asupra precizării la timp a acestor detalii.

Experiența a arătat că tratarea cu insuficientă atenție a acestor detalii poate duce la greșeli (de exemplu conducte care întîlnesc grinzi de rezistență etc.), a căror corectare necesită multe ore de lucru.

Practica arată că este eficientă procedura folosită de unii tehnologi coordonatori, la ședințele de coordonare, în care se cere atelierelor de specialitate să răspundă dacă mai au elemente de primit sau de comunicat altor ateliere, se enumeră aceste elemente, iar tehnologul stabilește termenele de rezolvare.

Această etapă a coordonării este dificilă și cere din partea tehnologului meticulozitate, o cunoaștere perfectă a ansamblului lucrării și cunoștințe destul de vaste în toate domeniile de specialitate (construcții, instalații etc.).

Planul de montaj

Ultima fază care revine tehnologului este elaborarea planului de montaj.

Planul de montaj trebuie să cuprindă : un memoriu de sinteză al întregii lucrări ; piese desenate (planuri și secțiuni) ; recapitularea de deviz (de data aceasta, bazată pe devizele de execuție) ; nomenclatorul proiectelor de execuție.

Este necesar să se insiste asupra fiecăruia din aceste puncte.

Memoriul de sinteză trebuie să cuprindă o scurtă prezentare a lucrării, datele esențiale fiind : menționarea proiectelor faze anterioare, a modificărilor cerute prin avize și a modului cum au fost rezolvate, din punct de vedere tehnic și valoric ; descrierea pe scurt a obiectului, din punct de vedere tehnologic, cu menționarea principalilor indicatori de producție ; descrierea sumară a soluțiilor constructive, de instalații și de plan general ; prescripții sau indicații de montaj, acolo unde este cazul ; sinteza investiției, pe structuri, în comparație cu valorile aprobate la faza anterioară și justificarea diferențelor ; principalii indicatori tehnico-economici.

La descrierea obiectului trebuie menționate și desenele din planul de montaj pentru a putea urmări soluțiile adoptate.

Se precizează că scopul acestui memoriu nu este de a justifica tehnic și economic un obiect, ci de a prezenta o sinteză foarte concentrată a datelor tehnologice, de construcții, de instalații și economice, precum și indicațiile de montaj general, care nu sînt cuprinse în proiectele de execuție ale utilajelor.

Piesele desenate. Revenind asupra acestui punct, a cărui importanță a mai fost menționată în capitolul „Elaborarea temelor" se fac o serie de precizări în legătură cu elaborarea desenelor.

Scopul acestor desene de corelare nu este de a servi la execuția pe teren a lucrărilor, ci la verificarea modului în care se leagă între ele desenele de execuție de construcție, instalații și amplasare de utilaje, verificare pe care o face tehnologul. Ele servesc și constructorului, pe șantier, pentru confruntarea cu desenele de ansamblu ale proiectelor de execuție. În consecință, piesele desenate din proiectul „plan de montaj" trebuie să cuprindă :

a. În plan :

— distanțele între axe și cotele interioare și exterioare ale clădirilor, inclusiv stîlpii halelor cu profilul cotat, intrările și ferestrele, de asemenea cotate și poziționate ;

— cotarea căilor ferate și a aleilor de circulație interioară și poziționarea acestora față de axele șirurilor de stîlpi ;

— gabaritele fundațiilor, distanțele între contururile exterioare ale diferitelor fundații și poziționarea fundațiilor între ele și față de clădire, poziționarea buloanelor de fundații ;

— conturul utilajelor cu cote de gabarit și poziționarea față de axele fundațiilor.

La conturul utilajelor este necesară și cotarea pozițiilor extreme ale mecanismelor în mișcare, dacă depășesc profilul gabaritar al utilajului, precum și spațiul necesar demontării unor subansambluri, care în această situație necesită o zonă liberă, față de utilajul vecin (de exemplu, la strungurile la care demontarea motorului principal se face transversal față de axa mașinii, este necesar un spațiu pînă la mașina vecină, spațiu care trebuie cotat). Aceste spații suplimentare este bine să fie desenate punctat ;

— în cazul în care un agregat este amplasat în două sau mai multe construcții independente, este necesară și interpoziționarea acestora, corelată cu cotele agregatului (cazul cuptoarelor rotative pentru refractare etc.) ;

— pentru podurile rulante se cotează și pozițiile limită, în ambele direcții ale cîrligelor ;

— traseul canalelor de fum și al canalelor pentru instalații, cu dimensiunile principale și poziționarea față de axele clădirii ;

— traseele poziționate ale instalațiilor din interiorul clădirii și corelarea cotată a diferitelor categorii de instalații. O atenție deosebită trebuie dată tubulaturilor cu diametre mari, care, datorită dimensiunilor, trebuie poziționate cu exactitate.

Bineînțeles, de la caz la caz, se vor elabora desene în plan la diferite cote, după necesități.

b. În secțiuni :

— secțiunile principale ale clădirii, cu indicarea înălțimilor și a cotei la căile de rulare, a dimensiunii stîlpilor și a profilului vertical cotat al fundațiilor ;

— poziționarea drumurilor și a căilor ferate interioare ;

— profilul gabaritar al fundațiilor de utilaje, cu poziționarea față de clădire, distanțele față de fundațiile stîlpilor halei și poziția cotată a buloanelor de fixare a utilajelor ;

— poziționarea utilajelor față de fundațiile respective, gabarite (ca la alineatul *a*, paragrafele 4 și 5) și distanțele libere față de hală, și, unde este cazul, față de poziția superioară a cîrligelor podurilor rulante;

— pentru podurile rulante se cotează pozițiile superioare ale cîrligelor și pozițiile extreme ale acestora, raportate la interiorul halei;

— poziționarea în plan vertical a canalelor de fum și a canalelor pentru instalații, cu cotarea față de fundațiile stîlpilor și ale utilajelor;

— poziționarea în plan vertical a instalațiilor cu dimensiunile conductelor de dimensiuni mari sau cu dimensiuni mici, în schimb numeroase.

În privința transpunerii în desenele planului de montaj a cotelor din desenele de execuție de fundații, construcții interioare și instalații, se face mențiunea că greșit procedează tehnologul care transpune la scară diferitele desene de execuție, fără a preciza și cotele. În practică s-au întîlnit cazuri cînd o dimensiune era corect desenată la scară, însă cota cifrică era greșită; în astfel de cazuri, dacă tehnologul se mulțumește să transpună în desenul de montaj cota măsurată din desenul de execuție desigur că rezultatul va fi eronat. Trebuie insistat deci asupra necesității verificării cotelor cifrice din desenele de execuție și a confruntării lanțului de cote parțiale cu cota generală.

În legătură cu cele de mai sus, se consideră că cea mai corectă metodologie de elaborare a pieselor desenate pentru planul de montaj cuprinde: elaborarea de către tehnolog a unui plan de referință, pe care să se coteze pozițiile secțiunilor. În unele cazuri, va fi necesar să se elaboreze și o secțiune de referință, pe care să fie cotate nivelele desenelor în plan.

În aceste desene de referință este necesar să apară si lista desenelor în secțiune sau în plan cu numărul de desen.

Aceste desene de referință sînt destul de dificil de elaborat simultan cu tema de proiectare astfel că, în cele mai multe cazuri, se vor executa pe parcursul lucrării de coordonare și în strînsă legătură cu atelierele de specialitate care trebuie să dea indicații asupra secțiunilor cheie pentru specialitatea respectivă:

— Primirea de către tehnolog, din partea atelierelor de specialitate, a desenelor în plan și a secțiunilor stabilite conform paragrafului precedent.

Este necesar de a se stabili în prealabil, împreună cu atelierele de specialitate, scările la care se execută aceste desene și care trebuie să fie unice, pentru o aceeași secțiune în plan orizontal sau vertical. Dacă alegerea scărilor se face în mod judicios, tehnologul poate să se folosească direct de desenele de ansamblu de specialitate, fără a mai fi necesară o transpunere pe scară, care poate fi o sursă de erori.

— Transpunerea de către tehnolog a elementelor cuprinse în desenele elaborate de atelierele de specialitate (conform paragrafului precedent) în desenele definitive ale planului de montaj.

— Verificarea finală a lanțurilor de cote și corelarea între elementele furnizate de diferite specialități. Este posibil ca în urma acestei verificări, să fie necesare unele modificări în desenele de execuție de specialitate.

Recapitulația de deviz. Recapitulația de deviz are scopul de a prezenta valoarea de investiții pe baza devizelor întocmite conform proiectelor de execuție și include și devizul de montaj.

Este necesară și menționarea valorilor de deviz aprobate la fazele anterioare, cu justificarea diferențelor.

Nomenclatorul proiectelor de execuție. Ținînd seamă că elaborarea proiectelor de execuție, în general, are o durată mare, este necesar ca planul de montaj să cuprindă și nomenclatorul tuturor proiectelor de execuție (construcții, instalații, utilaje) cu numerele respective de proiecte, pentru a ușura activitatea de șantier.

Acest nomenclator trebuie să păstreze clasificarea obiectelor și subobiectelor din proiectul de ansamblu, iar eventualele modificări apărute pe parcurs să fie menționate.

În ceea ce privește lista proiectelor de execuție de utilaje, aceasta trebuie să fie făcută în comparație cu cea din proiectul de ansamblu, cu specificarea numărului de bucăți, greutate etc. și menționarea diferențelor.

Concluzii

Din materialul prezentat se pot deduce următoarele concluzii:

Competența și autoritatea tehnică a tehnologului, în faza de proiect de execuție, are o deosebită însemnătate, pentru coordonarea proiectanților de specialitate, orice neatenție sau omisiune în această fază putînd să ducă la greșeli greu de remediat.

Continuitatea de gîndire — pe parcursul tuturor fazelor de proiectare — trebuie asigurată prin continuitatea tehnologului. Este o greșeală ca, de la o fază la altă fază de proiectare, tehnologul să fie schimbat ca persoană fizică.

Metodologia coordonării proiectelor de execuție este complexă și pretinde din partea tehnologului, în afară de cunoștințele de specialitate și atenție, gîndire ordonată, spirit de organizare, meticulozitate, stăruință și foarte multă răbdare.

CZ 669.1 :621–53

Automatizarea şi intensificarea proceselor tehnologice, factor principal de creştere a productivităţii muncii în industria siderurgică, în perioada 1959—1964

Lector univ. D. REBUŞAPCĂ, asist. univ. MARIA VASILACHE şi ing. Ş. ORĂSCU
Institutul politehnic „Gh. Gheorghiu-Dej" – Bucureşti IPROMET

Creşterea productivităţii muncii în industria siderurgică este influenţată, într-o măsură hotărîtoare, de mecanizarea şi automatizarea proceselor de producţie şi de utilizarea unor procedee tehnologice moderne.

Înzestrarea tehnică a industriei siderurgice este oglindită, în primul rînd, de creşterea fondurilor fixe productive, după cum rezultă din tabela 1.

*Tabela 1**

1959	1960	1961	1962	1963	1964
100	106	110	126	147	165

* Calculele s-au efectuat după datele Direcţiei generale a siderurgiei din Ministerul Industriei Metalurgice.

Ritmul mediu anual de creştere a volumului fondurilor fixe a fost de 10,5%. Creşteri mai mari au avut loc în anii 1961 – 1964, cînd au fost date în exploatare noi capacităţi de producţie. Din analiza structurii fondurilor fixe reiese că, în anul 1964, grupa „maşini, agregate şi instalaţii de lucru" reprezenta 44% din valoarea totală.

Creşterea volumului fondurilor fixe şi mai ales a elementelor active a contribuit la ridicarea nivelului înzestrării tehnice a muncii (valoarea fondurilor fixe pe un muncitor) cu 24%, fapt care a influenţat în mod hotărîtor creşterea productivităţii muncii.

Nivelul înzestrării tehnice a muncii se caracterizează şi prin consumul de energie electrică. Creşterea gradului de mecanizare şi automatizare a producţiei a determinat o sporire a consumului de energie electrică pe un muncitor cu 20%.

Între înzestrarea tehnică a muncii, cea electroenergetică şi creşterea productivităţii muncii s-a realizat o corelaţie justă, în sensul că productivitatea muncii pe un muncitor a crescut cel mai repede — respectiv cu 57%.

Înzestrarea tehnică — sub aspect calitativ — s-a caracterizat, în primul rînd, printr-un grad ridicat de automatizare a producţiei.

Astfel, în sectorul furnale, a fost automatizată încălzirea aerului şi comutarea preîncălzitoarelor în funcţie de timp şi temperatură, iar operaţiile la gurile de evacuare a fontei şi încărcarea pe bază de program stabilit la furnalele noi de 700 şi 1 000 m³ au fost mecanizate complex.

La oţelăriile Martin de la Reşiţa şi Hunedoara a fost automatizat regimul termic prin inversarea flăcării, în funcţie de temperatura din camerele cuptoarelor, mecanizarea încărcării materiilor prime etc. De asemenea, laminoarele continue de la Hunedoara şi liniile de ţevi sudate de la Bucureşti şi Iaşi au fost într-o mare măsură automatizate, munca omului limitîndu-se doar la reglarea utilajului şi la supravegherea procesului de producţie. Ca urmare, aproape 80% din producţia de fontă şi oţel din anul 1964 şi 90% din producţia de laminate din anul 1963 s-a obţinut cu utilaje automatizate, aşa după cum reiese din tabela 2 [1].

În industria siderurgică se acordă o atenţie deosebită introducerii pe scară tot mai largă a mecanizării şi automatizării proceselor de

Tabela 2

	Unitatea de măsură	1961	1962	1963	1964
Fonta produsă în furnalele cu operaţii automatizate	mii tone	554	1 026	1 314	1 510
	%	50	68	77	78,5
Oţel produs în cuptoare cu regim termic automatizat	mii tone	1 209	1 502	1 772	2 120
	%	62	67	71	78,6
Laminate produse în instalaţii automatizate (exclusiv bluming şi laminoare de ţevi)	mii tone	—	910	1 477	2 246
	%	—	60	90	—

producţie, deoarece în această ramură predomină operaţii cu un volum mare de muncă, materiile prime intră în procesul de producţie în cantităţi de masă şi, datorită temperaturilor înalte, condiţiile de muncă sînt în general mai grele decît în alte ramuri de producţie. Automatizarea în industria siderurgică nu este numai necesară, ci şi posibilă, datorită gradului înalt de concentrare a producţiei.

La creşterea producţiei şi productivităţii muncii din furnale, oţelării şi laminoare a contribuit atît ridicarea gradului de automatizare, cît şi introducerea unor procedee tehnologice moderne cu o eficacitate sporită.

În siderurgie se acordă o atenţie deosebită în primul rînd minereurilor de fier care se introduc în furnale. Prin prelucrarea lor se creează posibilitatea atragerii în circuitul economic a rezervelor de minereu, cu un conţinut mai redus în fier, contribuind astfel la sporirea bazei de materii prime proprii şi la valorificarea superioară a acesteia. Cea mai mare parte a minereurilor indigene pot fi preparate astfel, încît conţinutul în fier să sporească pînă la 50 — 55%. În felul acesta se micşorează substanţial încărcătura de materii prime pentru tona de cocs şi se realizează deci o mai bună utilizare a capacităţilor de producţie. Un rol important în această privinţă îl are utilizarea aglomeratului autofondant. Pentru ca furnalele să funcţioneze în condiţii optime este necesar ca minereul de fier să posede o granulaţie de 10—80 mm. În acest scop, minereul mărunt este adus la granulaţia dorită, prin aglomerare, iar cel de peste 80 mm este concasat. În alimentarea cu minereu autofondant a furnalelor, un rol important îl au noile fabrici de aglomerare de la Reşiţa şi Hunedoara, în care procesul de aglomerare se desfăşoară pe baza celei mai moderne tehnologii.

Un alt mijloc de intensificare a proceselor din furnal este ridicarea presiunii la gîtul furnalului, care permite o îmbunătăţire a circulaţiei gazelor în furnal şi o mai bună folosire a energiei termice. De aceea, s-a prevăzut să se realizeze, în scurt timp, la furnalele de la Reşiţa, o presiune ridicată, de 0,7 ats, iar la furnalul de 1 000 m^3 de la Hunedoara, de 1,5 ats. Această presiune este în curs de realizare, ajungîndu-se la 0,4 ats la Reşiţa şi la 1 ats, la Hunedoara.

Dintre procedeele tehnologice cu eficacitate sporită, adoptate parţial în producţia de oţeluri, se menţionează introducerea oxigenului pentru activarea proceselor de elaborare a oţelurilor în cuptoarele Martin, care permite sporirea randamentului acestora cu circa 20%. Acest procedeu tehnologic utilizat la cuptoarele Martin de la oţelăria nr. 2 din Hunedoara va permite intensificarea procesului de producţie, obţinîndu-se un spor de circa 500 000 t oţel lingou pe an [2]. Ţinînd seamă de eficacitatea acestui procedeu, se prevede ca oţelăria de la Combinatul siderurgic „Gh. Gheorghiu-Dej" — Galaţi, care în 1970 va produce 2/3 din sporul producţiei de oţel lingou, să fie înzestrată cu convertizoare cu insuflare de oxigen.

De asemenea, şi în sectorul de laminare a oţelului s-a urmărit îmbunătăţirea procedeelor tehnologice, fapt care a făcut posibilă îmbunătăţirea calităţii laminatelor şi sporirea productivităţii muncii.

Eficacitatea economică a automatizării producţiei şi a adoptării unor procedee tehnologice moderne, precum şi a altor măsuri care au fost luate, este oglindită prin creşterea mai rapidă a producţiei globale faţă de volumul fondurilor fixe, aşa cum reiese din tabela 3 [3].

Tabela 3

	1959	1960	1961	1962	1963	1964
Producţia globală	100	132	156	174	187	209
Fonduri fixe	100	106	110	126	147	165

Ritmul mediu anual de creştere a producţiei globale a fost de 15,9%, iar cel al fondurilor fixe, de 10,5%. Aceasta reflectă şi o mai bună utilizare a fondurilor fixe existente, care s-a realizat pe cale intensivă şi extensivă.

Creşterea indicelui de utilizare intensivă a laminoarelor, de exemplu, din cadrul unor uzine, este redată în tabela 4, iar cea extensivă în tabela 5 (1950 = 100).

Tabela 4

Uzinele	1959	1960	1961	1962	1963	1964
Combinatul siderurgic — Hunedoara	141	150	160	162	165	168
Uzinele „Oţelul roşu"	206	218	226	247	254	269
Uzinele Laminorul — Brăila	119	128	131	137	140	147
Uzinele „Republica" — Bucureşti	110	120	122	120	125	137

Tabela 5

Uzinele	1959	1960	1961	1962	1963	1964
Combinatul siderurgic — Reşiţa	158	173	173	178	180	181
Uzinele „Republica" — Bucureşti	106	108	118	123	124	126

O mai bună utilizare a fondurilor fixe în viitor poate fi realizată prin : intrarea în funcţiune la termen a noilor capacităţi de producţie, respectîndu-se parametrii tehnici şi economici proiectaţi, reducerea timpului de reparaţii a utilajelor, prin folosirea unor metode noi în tehnica reparaţiilor, pregătirea din timp şi în condiţii bune a asimilării de produse noi etc.

Între înzestrarea tehnică a muncii, indicele de utilizare a fondurilor fixe şi creşterea productivităţii muncii există o strînsă legătură. Cu cît gradul de înzestrare tehnică a muncii şi cel de utilizare a fondurilor fixe va fi mai înalt, cu atît şi productivitatea muncii va creşte mai repede.

În perioada analizată, în industria siderurgică, productivitatea muncii pe un muncitor a crescut cu 57%, indicele de utilizare a furnalelor şi cuptoarelor Martin în medie cu 47%, iar înzestrarea tehnică a muncii, cu 24%. Din această corelaţie reiese rolul pe care l-a avut înzestrarea tehnică a muncii (ridicarea gradului de automatizare şi intensificarea proceselor tehnologice), precum şi o mai bună utilizare a fondurilor fixe asupra creşterii productivităţii muncii.

Realizările obţinute pînă în prezent constituie o premisă importantă în înfăptuirea sarcinilor trasate de cel de-al IX-lea Congres al P.C.R. privind continuarea procesului de mecanizare şi automatizare a producţiei şi adoptarea unor procedee tehnologice moderne. Dintre procedeele tehnologice moderne ce se vor introduce în perioada planului cincinal 1966 — 1970 se menţionează : insuflarea de oxigen în cuptoarele Martin, turnarea continuă şi sub vid a oţelului, dezoxidarea avansată a oţelului, maselotajul exoterm, metalurgia pulberilor şi produselor sinterizate etc. Se vor extinde totodată metode moderne de control nedistructiv al metalului, folosind ultrasunetele, radiaţiile şi izotopii radioactivi.

Va căpăta un rol tot mai însemnat utilizarea metodelor ştiinţifice de organizare şi conducere a proceselor de producţie. Complexul de măsuri preconizate, privind promovarea progresului tehnic şi îmbunătăţirea organizării şi conducerii producţiei, va permite îmbunătăţirea în continuare a calităţii produselor şi creşterea productivităţii muncii.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Industria României,* 1944—1964. Bucureşti, Editura Academiei, 1964.

[2] Marinescu I. *Industria siderurgică în perioada 1966—1970.* Probleme economice, nr. 11, 1965.

[3] Anuarul statistic al R.P.R., 1965, D.C.S.

EXTRASE

Zincarea la cald a sîrmelor de oţel după procedeul Sendzimir

Ing. I. BOGDAN
Institutul pentru proiectări de laminoare

Procedeul Sendzimir de zincare la cald a benzilor de oţel laminate la rece se aplică cu succes, pe scară industrială, de mai mulţi ani.

Acest procedeu constă în oxidarea uşoară a suprafeţei materialului, urmată de o reducere a stratului de oxid într-o atmosferă de hidrogen, şi în introducerea acestuia în baie de zinc . În felul acesta se elimină operaţiile de decapare şi dezoxidare necesare în procesul clasic de zincare.

Rezultatele bune obţinute la zincarea benzilor de oţel după acest procedeu au determinat pe unii cercetători şi întreprinderile constructoare de instalaţii de zincare să încerce extinderea lui şi la zincarea sîrmelor trefilate din oţel.

Prima instalaţie experimentală de acest gen, după prealabile încercări de laborator, a fost pusă în funcţiune în urmă cu doi ani de Heurtey, în Franţa [1].

Se pare că procedeul nu este încă pus la punct pentru producţie pe scară industrială, deoarece prin corespondenţa purtată cu firma Heurtey, acesta a comunicat că este încă în stadiul de încercări şi nu poate oferi la export o astfel de instalaţie.

În paralel, de această problemă s-a ocupat şi firma engleză Birlec.

În prezenta lucrare se descrie o instalaţie de zincare la cald a sîrmelor din oţel după procedeul Sendzimir, livrată de firma Birlec şi aflată în funcţiune la firma G.K.N. (Guest, Keen & Nettlefolds) Cardiff din Anglia.

Alte două instalaţii similare, după afirmarea firmei furnizoare, se află în exploatare în Noua Zeelandă.

Instalaţia vizitată este destinată zincării la cald a sîrmelor din oţel trefilate cu diametrul de 1,5—4 mm, fiind construită pentru 20 de fire şi avînd o productivitate de 1,2 t/h sîrmă zincată gros (300 g Zn/m²), respectiv 2,5 t/h sîrmă zincată, de calitate comercială.

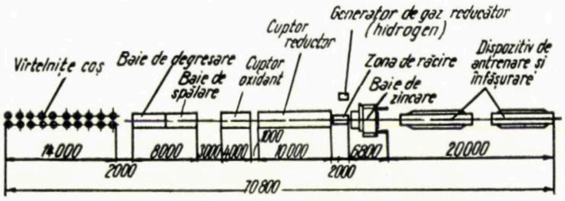


Fig. 1

Instalaţia se compune din următoarele părţi (fig. 1) : 20 vîrtelniţe coş cu sîrmă trefilată ; două băi de degresare şi spălare ; cuptorul oxidant ; cuptorul reducător ; instalaţia de răcire ; cuptorul de zincare ; dispozitivul de antrenare şi înfăşurare a sîrmelor.

Instalaţia este alimentată cu sîrmă trefilată în praf de stearat şi neutralizată în prealabil după decapare, în borax. Coşurile cu sîrmă trefilată, în greutate de circa 1 t fiecare, sînt aşezate pe platanele rotative, pe rulmenţi, în faţa liniei de zincare de pe care se desfăşoară cele 20 de fire care trec în paralel de-a lungul instalaţiei.

Firele de sîrmă trec prin două băi, una de degresare şi alta de spălare ; baia de degresare alcalină, formată din fosfat de sodiu şi hidrat de sodiu, este încălzită la 80°C, iar baia de spălare cu apă este încălzită la 70°C, unde sînt îndepărtate urmele de lubrifiant provenit de la trefilare.

Este foarte important ca suprafaţa sîrmei să fie lipsită de lubrifiant ; în caz contrar, în cuptor lubrifiantul este oxidat în formă de funingine, greu de îndepărtat , şi care produce dificultăţi la zincare.

Sîrma degresată trece printr-un cuptor încălzit cu gaz, cu atmosferă oxidantă. Acesta este un cuptor traversat pe toată lungimea lui de ţevi de 1 1/2", din oţel refractar, similar cuptorului de încălzire de la o instalaţie de patentare a sîrmelor. Prin fiecare ţeavă trece un fir de sîrmă şi în contracurent este suflată o cantitate mică de aer, pentru a asigura o atmosferă oxidantă şi deci o uşoară oxidare a suprafeţei sîrmei. Consumul de gaz metan este de circa 60 cm^3/h.

Procesul termic din cuptor, grupat în două zone, este controlat şi reglat automat, asigurînd temperatura, amestecul de aer-gaz şi presiunea prescrisă. Lungimea cuptorului este de circa 4 m, iar temperatura în cuptor, de 500°C.

În prezent sînt în curs încercări de degresare pe cale mecanică cu alumină (Al_2O_3) în suspensie.

Din încercările de laborator rezultă că, efectul degresant şi cel de curăţare a suprafeţei sîrmei sînt foarte bune şi că instalaţia de zincare va putea fi simplificată prin eliminarea cuptorului oxidant din linia de zincare.

La ieşirea din cuptorul oxidant firele de sîrmă trec pe o porţiune de circa 0,5 m prin aer pentru ca apoi să intre în cuptorul reducător.

Acesta din urmă are o construcţie şi o încălzire similară cu a cuptorului de oxidare, fiind însă grupat în trei zone, prevăzute cu aparatură automată de reglare şi control.

Temperatura din cuptorul reducător este de circa 800°C, iar consumul de gaz metan — de circa 80 m^3/h. Lungimea cuptorului este de circa 10 m.

Ţevile din oţel refractar care trec de-a lungul cuptorului, la ieşirea din cuptor continuă printr-o zonă de răcire şi apoi intră în cuptorul de zincare sub nivelul oglinzii zincului din baie.

La o mică distanţă (cca. 300 mm) înainte de intrarea ţevilor în baia de zinc, acestea sînt racordate fiecare la conducta de alimentare cu hidrogen provenit de la staţia de cracare a amoniacului. Hidrogenul, trecînd prin ţevile refractare în contracurent cu direcţia de avansare a sîrmelor, creează atmosfera reducătoare necesară pentru a reduce oxidul de pe suprafaţa sîrmelor, format în cuptorul oxidant. La ieşirea din cuptorul reducător, în partea de intrare a sîrmelor, hidrogenul este aprins şi arde în permanenţă cu flacără mică, putîndu-se controla, în felul acesta, prezenţa lui în tuburi şi deci a atmosferei reducătoare.

Gazul de protecţie (hidrogenul) este produs într-o staţie specială automată de cracare a amoniacului lichid pur de 8,5 m^3/h capacitate. Amoniacul este păstrat în butelii de 250 kg. Un tub durează aproximativ 5 zile, în catalizatorul din instalaţie — circa doi ani. Consumul de amoniac lichid este de aproximativ 4 kg/h.

În zona de răcire, la ieşirea din cuptorul reducător, sîrmele sînt răcite la temperatura băii de zincare (450 — 500°C). Răcirea se realizează cu ajutorul unui ventilator. Temperatura zonei de răcire este de asemenea prevăzută cu aparatură de control automată.

Temperatura în cuptoarele de oxidare şi reducere se reglează în funcţie de calitatea cerută sîrmei zincate (moale sau semitare). Cuptorul de zincare este de construcţie obişnuită dar de dimensiuni mai mici (3 × 2 m), datorită faptului că sîrmele intră în baie la temperatura acestuia şi deci timpul de menţinere în baie este mai scurt. Încălzirea băii de zinc se face prin rezistenţă electrică, fapt care permite un control şi o reglare mai precise. Puterea instalată a cuptorului este de 150 kW. Cuptorul de zincare este prevăzut cu dispozitiv de scoatere pe verticală a sîrmelor, permiţînd zincarea groasă. Pe suprafaţa băii, la locul unde sîrmele ies din baie, se pune mangal granulat, umezit uşor cu ulei mineral.

La ieşirea din baia de zinc, sîrma zincată este trecută printr-o pînză de apă de răcire, alimentată la presiune constantă dintr-un rezervor de înmagazinare.

Firele de sîrmă sînt apoi conduse peste o serie de role la înfăşurătorul static orbital care permite obţinerea de colaci grei de 1 t.

Întreaga linie de zincare descrisă mai sus este deservită de trei muncitori. În condiţiile de la noi din ţară, condiţii care sînt de altfel la marea majoritate a trăgătoriilor de sîrmă din oţel şi care constau în neutralizarea după decapare în lapte de var şi trefilarea în praf de săpun, instalaţia de zincare descrisă mai sus nu dă rezultate satisfăcătoare. Acest lucru se explică prin faptul că o sîrmă trefilată în aceste condiţii nu poate fi degresată satisfăcător, iar la trecerea prin cele două cuptoare restul de lubrifiant se transformă în funingine care îngreuiază depunerea zincului. Se fac încercări pentru a se rezolva problema degresării şi în condiţiile trefilării arătate mai sus.

Avantajele procedeului de zincare Sendzimir, comparativ cu zincarea la cald obişnuită, sînt :

— suprafaţa perfect curată a sîrmei obţinute în atmosfera reducătoare, la contactul cu zincul topit, face ca aderenţa acestuia să fie mult mai bună ;

— timpul mai scurt de menţinere a sîrmei în baia de zinc duce la formarea unui strat de trecere Fe-Zn de circa 10 ori mai subţire decît în cazul zincării obişnuite. Acest lucru face ca formarea de cenuşă şi de drojdie de zinc să fie mult mai reduse (1%), iar zincul depus să fie mai aderent şi mai uşor deformabil, în cazul în care sîrma zincată urmează să fie trefilată ;

— economie de acid şi dezoxidant ; suprafaţa construită mai redusă, ca urmare a gabaritului mai mic al instalaţiei şi a lipsei instalaţiilor pentru depozitarea şi gospodărirea soluţiilor acide ; instalaţia poate fi folosită şi la aluminarea sîrmelor prin simpla înlocuire a zincului din baie cu aluminiu ; preţul de cost al fabricaţiei este cel puţin cu 10% mai mic decît în cazul zincării obişnuite, ceea ce reprezintă într-un an o economie de circa 650 000 lei ; procedeul Sendzimir are perspectiva de a fi utilizat şi la patentarea — zincarea sîrmelor din oţel cu carbon ridicat, baia de zinc îndeplinînd şi funcţia de mediu de răcire în locul băii de plumb sau săruri.

Televiziunea industrială şi aplicaţiile ei în metalurgie

Ing. N. NICULESCU
IPROMET

În principiu, o instalaţie de televiziune industrială se compune din următoarele elemente : o cameră de luat vederi (videocaptorul) care se instalează în punctul ce trebuie observat, un receptor cu ecran, în punctul unde trebuie observată imaginea, o reţea de cabluri pentru transmiterea semnalelor şi comenzilor şi aparatură pentru comutare şi acţionare la distanţă.

Camera de luat vederi transformă, prin intermediul tubului videocaptor, o imagine în mărimi electrice corespunzătoare conţinutului ei. Se produc diferite tipuri de camere de luat vederi, adecvate scopului şi locului unde se montează, camere fixe, mobile sau baleiante, acţionate local sau de la distanţă ; camere pentru temperaturi normale sau ridicate (1 700°C), cu reglaj sau schimbare la comandă a distanţei focale, a diafragmei sau chiar a obiectivului. Tendinţa actuală este să se tranzistorizeze complet şi să fie realizate cu circuite imprimate, lucru care conduce la : gabarite reduse, durată mare de funcţionare, consum mic şi intrare în funcţiune instantanee.

Receptorul transformă, prin intermediul tubului Kinescop, semnalele electrice, în imagini. Forma şi dimensiunile ecranului sînt diferite şi se adoptă cele care corespund locului unde se instalează (mese, panouri, pupitre etc.).

Elemente de transmitere

Transmiterea directă, semnal de videofrecvenţă, este montajul cel mai simplu şi cel mai economic (fig. 1). Ca dezavantaje se citează : distanţă relativ mică (max. 700 m) ;

calitatea şi stabilitatea imaginii sînt în general slabe ; influenţa mare pe care o sufere de la reţelele şi agregatele electrice din zonă (paraziţii).

Transmitere prin curenţi purtători de fapt a benzii laterale superioare. Creşte distanţa pînă la 12 km, se îmbunătăţeşte imaginea, dar se complică şi se scumpeşte aparatura.

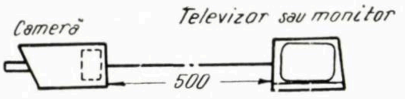


Fig. 1

Transmiterea de semnale de radiofrecvenţă în banda de 30—40 MHz sau 48—65 MHz. Se poate ajunge pînă la 5 km prin montare de amplificatori intermediari (fig. 2 : *C*—cameră ; *O* — oscilator ; *A* — amplificator ; *D* — demodulator ; *M* — monitor). În acest caz, imaginea este de foarte bună calitate, dar influenţele străine pot fi apreciabile.

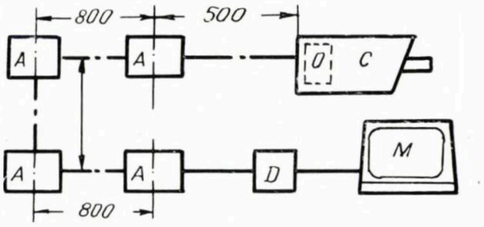


Fig. 2

Legătura prin radioreleu se utilizează pentru distanţe mari sau pentru teren accidentat, situaţii în care montarea cablurilor ar fi grea şi prea costisitoare. Se folosesc unde metrice şi centimetrice.

Elementele de comutare şi acţionare la distanţă se stabilesc în funcţie de schema adoptată. Este posibil ca de la o singură cameră să parvină imagini la mai multe receptoare, sau de la mai multe camere, pe rînd, la cerere sau cu program, la un singur receptor. În cel mai frecvent caz, se utilizează scheme complexe, cu mai multe camere şi mai multe receptoare (fig. 3).

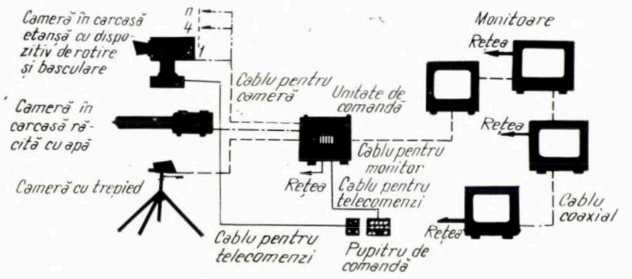


Fig. 3

Conectarea sau deconectarea reţelelor respective se realizează simplu de către operatori, prin intermediul unor chei fixate pe pupitrul de comandă. Cheile respective realizează conectarea în rame cu relee şi cu circuite adaptoare de impedanţă.

Elementele de acţionare la distanţă urmează aceeaşi linie de dezvoltare ca şi toată aparatura electronică în general : tot mai mici ca gabarit, mai simple, mai uşoare şi, mai ales, mai ieftine.

Aplicaţii în siderurgie

Cu ajutorul televiziunii industriale se poate realiza :

— Controlul simultan al tuturor zonelor interioare ale furnalului şi mai ales acolo unde observarea cu ochiul liber nu este posibilă din cauza temperaturilor ridicate, a gazelor nocive sau a fumului (încărcarea, evacuarea topiturilor, aşezarea şi închiderea clopotului etc.) ;

— Supravegherea turnării oţelului sub vid ;

— Supravegherea tăierii lingourilor sau a produselor laminate, la foarfece ;

— Măsurarea fără contacte a dimensiunilor lingourilor în timpul prelucrării ;

— Supravegherea benzilor transportoare, mai ales a punctelor de deversare, de ramificaţie, precum şi a buncărelor ;

— Un aport deosebit poate aduce televiziunea în organizarea şi funcţionarea dispeceratelor. Astfel, se pot aduce la pupitrul dispecerilor o serie de mărimi care se măsoară la distanţă, în diferite puncte tehnologice, prin intermediul camerelor de luat vederi care se plasează în faţa panourilor cu aparate. De asemenea, poate fi supravegheat de la distanţă felul cum se execută manevrele în staţiile electrice şi staţiile de pompe telecomandate ;

— Supravegherea şi dirijarea mijloacelor rulante (trenuri şi garnituri uzinale) pe un spaţiu restrîns şi cu linii dese ;

— Transmiterea pentru instalaţiile de poştă pneumatică prin T.V.I. a buletinelor de analiză de la laborator către cabinele de comandă ale agregatelor din oţelării, furnale etc.

Eficienţa economică a instalaţiilor

Aparatura pentru televiziune industrială se fabrică astăzi ca produs de serie în multe ţări, calitativ din ce în ce mai bună şi din ce în ce mai ieftină. Televizoarele sau monitoarele se produc şi în ţara noastră, de asemenea cablurile şi o serie de elemente de comutare. Camerele de luat vederi rămîn însă apanajul unor firme specializate, care au deja asigurate debuşee importante pe piaţa mondială.

Chiar în condiţiile importării în totalitate, instalaţiile nu sînt prea scumpe, revenind circa 50 000 lei pentru o instalaţie completă (cameră-cablu-monitor). Considerînd că instalaţia se amortizează în zece ani, costul ei ar fi de 5 000 lei pe an. Se apreciază la cîte 5 000 lei pe an cheltuielile ocazionate de întreţinere şi 5000 pentru înlocuirea de piese, ceea ce duce la cheltuieli totale anuale, pe instalaţie, de circa 15 000 lei.

Dacă o astfel de instalaţie ar înlocui numai un muncitor, care supraveghează permanent (în trei schimburi) un anumit punct de lucru, muncitor cu un salariu de 1 000 lei lunar, rezultă că, în loc de 36 000 lei anual, se vor cheltui doar 15 000 lei. Nu trebuie neglijat faptul că salariile cresc în timp ce costul echipamentului electronic scade simţitor. De asemenea, trebuie reţinut că într-un combinat siderurgic există multe agregate şi echipamente electronice în exploatare şi că acestea se înmulţesc continuu, deci întreţinerea televiziunii nu necesită înfiinţări şi dotări speciale de ateliere sau laboratoare.

Eficienţa economică a instalaţiilor de televiziune industrială este evidentă şi prin următoarele :

Creşterea productivităţii muncii prin elaborare de produse de calitate superioară, datorită posibilităţii de supraveghere a proceselor tehnologice, în mod permanent, şi acolo unde accesul omului este foarte dificil.

Micşorarea rebuturilor prin control amplu şi permanent.

Reducerea de timpi morţi ce apar în fluxul tehnologic, evitarea gîtuirilor sau a stocajelor, prin informare continuă şi operativă.

Aportul televiziunii industriale se face simţit şi în domenii în care economiile băneşti nu pot fi uşor evidenţiate, de exemplu : supravegherea continuă şi de la distanţă a unor procese tehnologice care se desfăşoară în medii nocive, la temperaturi ridicate, în mediu cu fum şi praf ; eliminarea a zeci de kilometri de cabluri şi de aparate, înregistratoare care ar trebui montate la dispeceratele centrale ; siguranţa executării manevrelor în staţii de pompe şi staţii electrice telecomandate.

Rezultă că utilitatea instalaţiilor este mare, iar eficienţa lor economică apreciabilă, fapt ce recomandă introducerea acestor instalaţii din ce în ce mai mult pe plan mondial.

În tabela 1 se prezintă cîteva instalații de televiziune industrială, realizate în metalurgie.

Tabela 1

Instalația	Țara
Dispecer pentru supravegherea organizării muncii în elaborarea fontei și oțelului	U.R.S.S. Magnitogorsk
Controlul simultan al tuturor zonelor interioare la furnale	Magnitogorsk
Supravegherea cuptoarelor și laminoarelor de țevi, tablă, sîrmă — dispecer tehnologic	U.R.S.S. Magnitogorsk U.S.A. — Steel Company
Supravegherea turnării oțelului în vid	U.R.S.S. Uralmaszavod
Supravegherea tăierii lingourilor la foarfecă	U.S.A. Great Lake, Steel Corporation
Supravegherea turnării oțelului în mod obișnuit și în flux continuu	U.R.S.S., Polonia — Nova Huta, U.S.A. — Pensylvania
Stratul de cărbune pe benzile transportoare și controlul stării de umiditate a cărbunelui îmbogățit	U.R.S.S. — Kolmons
Supravegherea sălilor de mașini și a agregatelor la centralele automatizate — dispecer	U.R.S.S. Igorsk U.S.A. Arizona
Supravegherea tuturor operațiunilor în laminoare și în special a căilor (trenurilor) de rulare	DEMAG — Duisburg ILVA — Wapoli VÖEST — LINZ Suedia

Oțeluri termostabile slab aliate pentru construcția mașinilor energetice. Mirkin I. L., Trusov L. P. și Petropavlovskaia Z. N. Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metallov, nr. 11, 1965, p. 3.

Durabilitatea pieselor și organelor de mașini energetice trebuie să fie de cel puțin 10—15 ani, la temperaturi pînă la 580°C și la presiuni pînă la 225 at. Principalele criterii de apreciere ale materialului sînt rezistența la fluaj și rezistența de rupere la fluaj . Materialele supuse în aceste condiții de exploatare lucrează în regimul de creștere continuă a deformației și al propagării continue a ruperii. În termoenergetica modernă se utilizează oțeluri slab aliate crom-molibden și crom-molibden-vanadiu (oțelurile cu 0,5 % Cr ; 0,5 % Mo și max. 0,3 % V ; 1,5 % Cr și 1 % Mo ; 2,25 % Cr și 1 % Mo), precum și oțeluri aliate cu alte elemente, normalizate și revenite la temperaturi apropiate de A_1. Asupra omogenității proprietăților influențează, în mare măsură, tehnologia de elaborare, turnare, forjare, sudare și tratament termic. Din această cauză se obțin date foarte împrăștiate privind caracteristicele de fluaj. Acest fapt are o deosebită importanță, mai ales în cazul pieselor masive turnate, de 22—25 t, pentru turbine, cît și al țevilor din oțelurile menționate.

Uniformizarea structurii pe secțiune se poate obține prin îmbunătățirea alierii oțelului. Astfel, creșterea conținutului de mangan determină îmbunătățirea călibilității oțelului 15 H1M1F, iar reducerea conținutului de molibden la jumătate și dublarea conținutului de vanadiu favorizează mărirea cu 40—50 % a caracteristicilor de fluaj, în comparație cu cele ale oțelului nealiat.

Piesele de strîngere ale instalațiilor energetice mai trebuie să aibă și o bună rezistență la relaxare. La TNIITMAS s-a stabilit că rezistența înaltă la relaxare se asigură prin alierea oțelului perlitic cu elemente care cresc rezistența feritei și asigură formarea unor carburi stabile. Relaxarea tensiunilor poate fi sensibil redusă prin alierea complexă cu elemente care măresc forțele de legătură în rețeaua fierului α (de exemplu, alierea oțelului 15H1M1F cu crom, molibden și vanadiu, cu conținutul total de 3 %, este mai eficace decît alierea numai cu 10 % crom). Și tratamentul termic influențează sensibil rezistența la relaxare. Din acest punct de vedere este mai bună normalizarea de la o temperatură la care nu se produce trecerea completă în soluție a carburilor. Aceasta permite precipitarea după revenire a unor faze disperse mai uniform distribuite în corpul grăuntelui și mai stabile. Temperatura de încălzire pentru normalizare are o mare influență.

Foarte importantă pentru exploatarea instalațiilor energetice este conservarea proprietăților oțelului după diferite operații tehnologice : îndoirea țevilor, sudarea, sudarea defectelor de turnare și tratament termic pentru care este necesară precizarea parametrilor și stabilirea toleranțelor admisibile.

În ce privește durata și numărul revenirilor, s-a stabilit că revenirea oțelului 15H1M1F la o temperatură apropiată de A_1, cu durata pînă la 15 h, nu determină obținerea unei structuri stabile. Prelungirea duratei de revenire influențează favorabil omogenitatea proprietăților oțelului îmbinărilor sudate, micșorează gradul de înmuiere a metalului în zona influenței termice și mărește capacitatea de lucru a îmbinărilor sudate.

Deci, elaborarea și tratamentul termic au o influență hotărîtoare asupra comportării în exploatare în condiții de fluaj a oțelului.

Influența metalelor rare pămîntoase asupra structurii și proprietăților oțelului de construcții. Beleakova A. F., Kreakovski I. V. și Paisov I. V. Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metallov, nr. 9, 1965, p. 37—41.

S-a cercetat influența metalelor rare pămîntoase asupra structurii și proprietăților oțelurilor de construcții 40HNMA și 34 HN1MAR. Oțelurile au fost elaborate în cuptoare Martin bazice și turnate sub vid în oală. S-au făcut adaosuri de 2 kg/t feroceriu în oală (șarja D) și de 0,6 kg/t feroceriu în oală (șarja S). Pentru comparație s-a adoptat oțelul al doilea, fără adaos de feroceriu (șarja N). Compoziția chimică a șarjelor din oțelul 40HNMA este dată în tabela 1. Elementele pămîntoase rare nu s-au constatat prin analizele chimice și spectrale.

Tabela 1

Notația șarjei	Compoziție chimică, %								
	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	Cu
N și S	0,39	0,26	0,61	0,012	0,019	0,76	1,60	0,20	0,12
D	0,37	0,29	0,63	0,012	0,024	0,70	1,45	0,20	0,13

S-a cercetat și oțelul 35HN1MAR conținînd 0,37 % C ; 0,41 % Mn ; 0,20 %Si ; 1,45 % Cr ; 1,3 % Ni ; 0,34 % Mo și 0,12 % Cu, cu adaos de 0,8 kg/t de metal rar, într-un lingou de 3,5 t, precum și oțelul fără adaos.

S-au determinat caracteristicile mecanice ale epruvetelor îmbunătățite (aust. 850 °C, rev. 620°C), conținutul de incluziuni nemetalice, mărimea grăuntelui și modificarea ei cu temperatura de austenitizare, călibilitatea, duritatea, rezistivitatea electrică, cantitatea de austenită reziduală și reziliența (după călirea în ulei de la 850°C și revenirea la 100—600 din 100 în 100 grade).

În cazul oțelului 40HNMA, adaosul de feroceriu a determinat îmbunătățirea plasticității și a rezilienței. Efectul mai mare asupra rezilienței se obține cînd feroceriul se adaugă direct în lingouri (creșteri de 1,5 ori).

Influența pozitivă este atribuită formei (sferice) a incluziunilor și compoziției complexe a lor, în oțelul cu adaos de metal rar, și nu reducerii cantității și mărimii acestora. Metalele rare pămîntoase au o afinitate mare pentru incluziunile vătămătoare, reacționează cu ele și formează compuși chimici stabili în interiorul grăunților, ceea ce împiedică formarea acestora pe rosturile grăunților.

Metalele rare pămîntoase micşorează tensiunea rosturilor grăunţilor oţelului de construcţii, ceea ce favorizează, de asemenea, creşterea rezilienţei. Ele determină frînarea creşterii grăuntelui de austenită, din cauza cantităţii şi naturii incluziunilor. În acelaşi timp, aceste elemente micşorează călibilitatea oţelului, consecinţă a micşorării grăuntelui austenitic şi a impurificării mai accentuate a oţelului cu incluziuni nemetalice.

Stadiul iniţial al procedeului tandem, la oţelăria Stelco. Hood J. E. şi Sloane J. D. Journal of Metals, 17, nr. 5, mai 1965, p. 521—525.

După o perioadă de trei ani, necesară pentru efectuarea studiilor şi a proiectelor şi pentru adaptarea unui cuptor Martin de 300 t, în cursul anului 1964 au fost începute încercările cu noul tip de cuptor cu două vetre. Principalele modificări sînt introducerea unui prag care împarte vatra în două părţi egale şi înălţarea bolţii cuptorului. Capetele şi camerele regeneratoare au rămas neschimbate.

Fiecare jumătate a cuptorului a fost echipată cu cîte o lance cu oxigen pentru afinare şi cu două arzătoare cu oxigen şi combustibil pentru topirea fierului vechi.

O soluţie interesantă a fost adoptată pentru încărcarea rapidă — în numai 5—8 min — a fierului vechi. Pentru aceasta, cele patru uşi de încărcare ale cuptorului au dimensiuni mai mari decît cele obişnuite : înălţimea lor este de 2,4 m, iar lăţimea, de 2,1 m. Întreaga încărcătură de fier vechi este cuprinsă în patru cutii, fiecare cu o capacitate de 8,1 m³. Cutiile, de construcţie specială, nu sînt introduse în cuptor şi răsturnate aşa cum se procedează la cuptoarele Martin ; încărcarea fierului vechi se face prin rabatarea peretelui din faţă pe pragul uşii şi prin împingerea, cu ajutorul maşinii de şarjare, a peretelui din spatele cutiei, care la rîndul lui împinge fierul în cuptor.

O problemă care încă nu a fost satisfăcător rezolvată este construcţia arzătorului cu oxigen şi combustibil. Se pare că rezultate mai bune se obţin cu un tip de arzător cu o viteză de ieşire a gazelor mai mică decît 90 m/s, fiecare arzător putînd aduce un aport de căldură de 15 milioane kcal/h. Arzătorul constă dintr-o ţeavă centrală pentru gaz şi una inelară în jurul celei de gaz, pentru oxigen. Unghiul orificiului pentru gaz este de 22 1/2° faţă de axul arzătorului, iar al celui pentru oxigen, de 30°. Zgomotul provocat de arzător în timpul funcţionării nu depăşeşte nivelul admisibil, însă arzătorul nu realizează o suficientă împrăştiere a flăcării în spaţiul cuptorului.

Se dau, în tabela 1, unele date de exploatare de la cinci campanii de lucru, efectuate în perioada august 1964 — martie 1965.

Se evidenţiază totodată avantajele cuptorului tandem, în ce priveşte recuperarea căldurii în spaţiul de elaborare, care are drept rezultat o solicitare mai redusă şi o comportare mai bună a capetelor şi camerelor regeneratoare ;de asemenea, lucrînd cu şarje mai mici, rezultă o încărcare mai uniformă a utilajelor pentru alimentarea cuptorului şi pentru turnarea oţelului.

Dezoxidarea cu carbon în vid a şarjelor de 265 t la un cuptor Martin. Stadler M. H. şi Ciukaj T. V. Journal of Metals, 17, nr. 5, mai 1965, p. 533—536.

O proporţie însemnată a incluziunilor nemetalice în oţel este constituită din oxizi formaţi prin reacţiile dintre oxigenul din oţel şi aluminiul sau ferosiliciul adăugat pentru dezoxidare. Pentru reducerea incluziunilor oxidice se fac în prezent cercetări de degazare a oţelului, cu ajutorul carbonului sub vid, reacţia dintre carbon şi oxigen avînd ca rezultat formarea unui produs în stare gazoasă — oxidul de carbon — care se degajă din oţel. Cantitatea de aluminiu sau ferosiliciu, care se adaugă ulterior pentru îmbunătăţirea structurii şi pentru obţinerea compoziţiei chimice, este mai mică, ceea ce are ca rezultat o reducere însemnată a incluziunilor nemetalice.

Pentru realizarea unor viteze mari de degazare — cu un debit al jetului de 30 t/min — s-a adoptat un nou sistem, camera de vid avînd două conducte de evacuare la nivele diferite ; se realizează astfel o reducere a presiunii pînă la 10 mm col. Hg, în zona jetului, şi de 0,5 mm col. Hg, la nivelul metalului în oala de degazare. Camera de vid are un diametru interior de 7,7 m şi o înălţime de 6,1 m şi este închisă cu un capac căptuşit cu material refractar. Acesta se ridică şi se deplasează lateral cu un mecanism special şi are o deschidere pentru una dintre conductele de aspiraţie şi alta pentru introducerea adaosurilor. Pentru o bună etanşare, peretele camerei de vid are, pe suprafaţa de contact cu capacul, un şanţ, în care se află o cameră pneumatică ; prin umflarea camerei, spaţiul dintre perete şi capac se închide complet. De asemenea, un inel de etanşare împiedică antrenarea aerului împreună cu jetul de oţel între oala de turnare şi camera de vid.

Sistemul de pompare, cuprinzînd un ejector cu aburi cu patru trepte, asigură o scădere de presiune pînă la 0,5 mm col. Hg în 13—15 min.

Din rezultatele obţinute se constată că dezoxidarea cu carbon şi adăugarea ulterioară a feroaliajelor determină o folosire mai completă, cu 30—40 %, a aluminiului şi cu 10—30 %, a siliciului. De asemenea, probe luate din jetul de oţel arată că, în acest stadiu de degazare sînt îndepărtate 85 % din hidrogen şi 75 % din oxigen.

Axe cu came pentru motoare de mare putere. Lakedemonskii A. V., Şkolnikov E. M., Abramenko I. E., Bondarenko L. G. şi Selezneva E. D. Liteinoe proizvodstvo, nr. 12, 1965, p. 40—41.

Pentru motoarele Diesel de mare putere (de 220 CP) şi cu număr mare de turaţii (4 200 ture/min) se folosesc tot mai mult axe cu came turnate din fontă aliată în locul celor executate din oţel forjat.

Tabela 1

	Unitatea de măsură	Campania				
		1	2	3	4	5
Durata ajustării şi aşteptării	h—min	0—43	0—39	0—46	0—42	0—41
Durata de la încărcare la evacuare	h—min	3—13	2—54	2—27	2—42	2—47
Durata de la încărcare la încărcare	h—min	3—56	3—33	3—13	3—24	3—28
Greutatea şarjei	t	158,36	154,26	146,70	163,4	174,1
Proporţia fontei lichide	%	61,98	41,86	59,50	59,20	59,70
Proporţia fontei solide	%	0	13,04	0	0	0
Proporţia fierului vechi	%	38,02	45,10	40,50	40,80	40,30
Scoaterea de metal	%	83,55	82,79	83,47	85,50	86,40
Aportul de căldură	10^6 kcal	398	875	375	312	383
Consumul de oxigen la lănci	Nm³/t	—	—	38	32	30
Consumul de oxigen pentru arzătoare	Nm³/t	—	—	37	54	63
Consumul total de oxigen	Nm³/t	50	72	75	86	93

Pentru turnare se folosesc fonte slab aliate cu crom, nichel, molibden şi titan, cu compoziţia : 3,10–3,30 % C ; 2,0–2,2 % Si ; 0,6–0,09 % Mn ; 1,15–1,20 % Cr ; 0,4–0,6 % Ni ; 0,4–0,6 % Mo ; 0,08–0,12 % Ti.

Axele cu came se toarnă fie în forme din amestecuri, fie în forme-coji.

Suprafaţa de lucru a camelor este călită superficial. Punctele critice ale fontei sînt : Ac_3–780–720°C ; Ar_3–740–710°C.

Pentru stabilirea temperaturii optime de călire, în vederea obţinerii durităţii maxime a suprafeţei de lucru a camelor, s-au efectuat experimentări pe probe cu diametrul de 10 mm, cu încălzire în intervalul de 800–1 100°C, timp de 15 min, călire în ulei şi revenire timp de 60–90 min la 160–170°C.

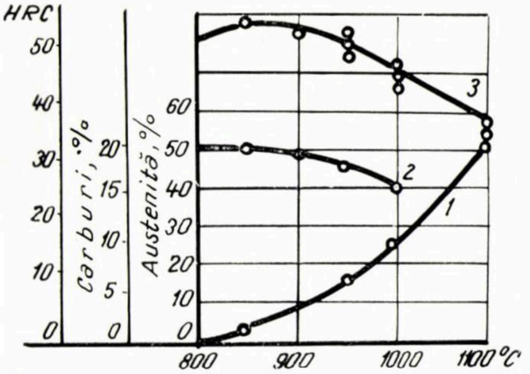


Fig. 1

Cu mărirea temperaturii de călire (fig. 1) se măreşte proporţia de austenită remanentă (curba *1*) şi se micşorează cea de carburi (curba *2*), ceea ce duce la scăderea durităţii camei (curba *3*). Temperatura optimă de încălzire a camelor este cuprinsă între 800 şi 880°C, dar, pentru asigurarea unei încălziri uniforme a lor, practic, se foloseşte intervalul de 850–920°C.

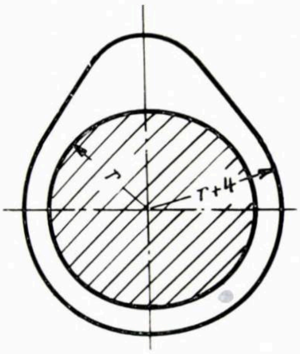


Fig. 2

Structura la suprafaţa de lucru a camei după călire şi revenire la temperatură joasă constă din martensită, carburi sub formă de reţea continuă sau ace, separări fine de grafit, şi cu puţină austenită remanentă. Adîncimea stratului călit este de 3–4 mm (fig. 2). Duritatea se obţine de circa 57–58 HRC.

Structura în inima axelor cu came este perlitico-grafiticocementitică (deci structură de fonte pestriţe). La călire, deformarea nu depăşeşte 0,2–0,3 mm.

Influenţa încărcării neuniforme asupra procesului din cubilou. Zelenţov P. N. Liteinoe proizvodstvo, nr. 9, 1965, p. 29–30.

Experienţele s-au efectuat la un cubilou cu diametrul de 1,4 m, răcit cu apă, fără antecreuzet, prevăzut cu încărcare laterală mecanizată cu ajutorul unui skip. Încărcarea cubiloului se face prin jgheabul *1* (fig. 1: *1* — jgheab ; *2* — segmenţi din fontă ; *3* — distanţa de la gura de încărcare la nivelul mediu al încărcăturii ; *4* — suprafaţa încărcăturii ; *5* — diferenţa la nivel a încărcăturii).

Jumătate din experienţe au fost efectuate în condiţiile unei încărcări uniforme a cubiloului, iar jumătate, în condiţiile unei încărcări neuniforme. În toate cazurile s-au determinat calitatea şi consumul cocsului, încărcăturii metalice, fondantului, starea cuvei şi gurilor de aer înainte şi după topire, precum şi greutatea şi temperatura compoziţiei fontei şi zgurei.

Încărcătura s-a considerat uniformă cînd înălţimea *5* (fig. 1) nu a depăşit 0,25 m.

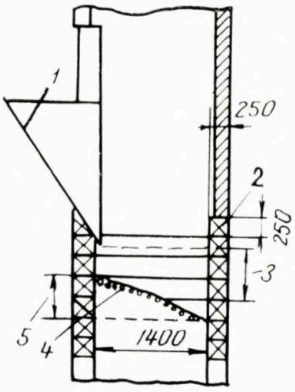


Fig. 1

Cu cît numărul de încărcături uniforme din totalul de încărcături efectuate în perioada de topire este mai mare, cu atît temperatura fontei obţinute la jgheab este mai ridicată (fig. 2, curba *1*), iar consumul de cocs, pentru aceeaşi temperatură a fontei, devine mai mic (fig. 2, curba *2*).

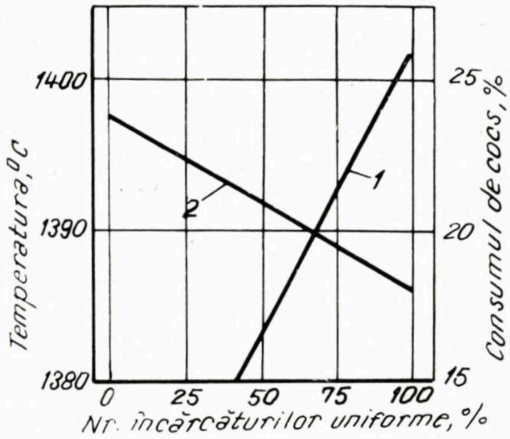


Fig. 2

În cazul încărcării neuniforme, cocsul arde neuniform pe secţiunea cubiloului, ceea ce duce la încălzire inegală a metalului. Din acest motiv, temperatura medie se micşorează. Rezultă că în condiţiile încărcăturii neuniforme a cubiloului, o dată cu creşterea consumului de cocs temperatura fontei se micşorează (fig. 3), contrar situaţiei din cazul funcţionării cubiloului cu încărcare uniformă.

S-a constatat, de asemenea, că o dată cu creşterea neuniformităţii încărcării, exprimată sub formă de grad de neumplere a cubiloului (fig. 1, poziţia 3), se intensifică arderea siliciului şi manganului (fig. 4, curba *1*). Acest lucru se explică prin faptul că o dată cu micşorarea înălţimii coloanei de încărcătură, creşte proporţia de (FeO) în zgură (fig. 4, curba *2*).

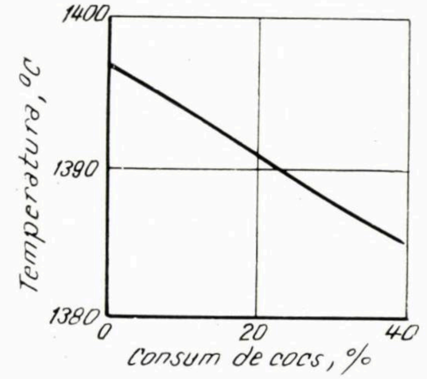


Fig. 3

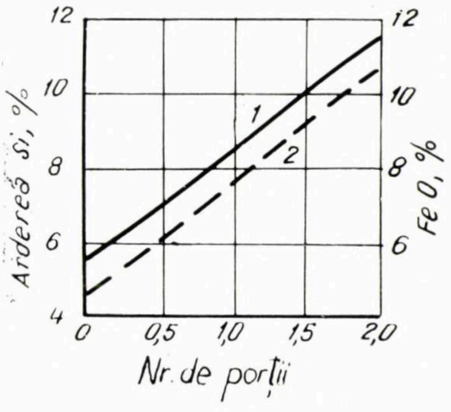


Fig. 4

Influenţa adaosurilor mici de bor asupra proprietăţilor oţelului manganos. Kurbatov M. I., Ridnîi A. A., Maksimenko V. D., Şerstiuk A. A. şi Koşelev V. I. Liteinoe proizvodstvo, nr. 9, 1965, p. 34—35.

S-a studiat influenţa adaosurilor mici (0,0036—0,0252%) de bor asupra structurii şi proprietăţilor mecanice, tehnologice şi de exploatare ale oţelului manganos cu 13% Mn, destinat turnării zalelor pentru şenile de tractoare.

Oţelul se elaborează în cuptoare electrice bazice cu capacitatea de 5 t, avînd temperatura, după evacuarea în oale, de 1 470—1 490°C (deci este bine supraîncălzit).

Borul, sub formă de ferobor, se adaugă în oţel înainte de turnare (în forme), gradul de asimilare a lui fiind de 50—60%. Cantitatea optimă de bor remanent este de circa 0,007%.

Oţelul manganos modificat cu bor prezintă o structură primară fină, datorită efectului de germinare a nitrurilor de bor, precum şi o alungire şi o rezilienţă mai ridicate (cu circa 10%).

Rezistenţa la uzură la aceste oţeluri, de asemenea, este mai mare (cu circa 20%). Mărirea conţinutului remanent de bor peste 0,007% duce la micşorarea proprietăţilor mecanice ale oţelului manganos, datorită creşterii proporţiei de incluziuni nemetalice (oxizi, carburi, boruri etc.), care se repartizează la limita grăunţilor de austenită.

Repartizarea siliciului şi magneziului în fontă. Voloşcenko M. V. şi Dzîkovici I. I. Liteinoe proizvodstvo, nr. 9, 1965, p. 7—9.

S-a determinat repartizarea siliciului şi magneziului în fontele cu grafit nodular, cu structura masei metalice de bază ferito-perlitică, perlitică şi cementito-perlitică. Compoziţia fontelor a fost cuprinsă în limitele: 3,10 — 3,52% C; 2,60 — 3,81% Si; 0,60—0,72% Mn; 0,09—0,11% P; 0,010—0,015% S şi 0,058—0,080% Mg.

Conţinuturile de siliciu şi magneziu s-au determinat cu ajutorul sondei electronice în microvolume de 1—10 $m\mu^3$.

În figura 1 (*1* — suprafaţa probei metalografice; *2* — perlită; *3* — separări de grafit) se arată variaţia conţinutului de siliciu şi magneziu în ferită, perlită şi grafit. Se vede că repartizarea siliciului în masa metalică este neuniformă Siliciul se găseşte în proporţia cea mai mare în porţiunea (inelul) de ferită, care înconjură separările de grafit, avînd o grosime de 3—6 mμ. În această zonă, conţinuturile de siliciu variază în limitele 2,85—3,62% pentru un conţinut mediu în fontă de 2,95% Si (zona *a* din fig. 1). Conţinutul de siliciu în perlită este cu mult mai mic (1,60—1,99% Si).

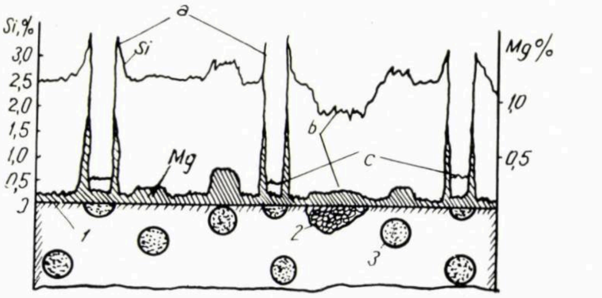


Fig. 1

În zonele feritice mai îndepărtate de grafit (la distanţă mai mare de 10 mμ), conţinutul de siliciu se micşorează la 2,31—2,68%.

La aceeaşi fontă, conţinutul de siliciu în grafit este foarte scăzut (0,3—0,5% Si, zona *c* din fig. 1). Probabil că siliciul în grafit se găseşte ca impuritate mecanică.

Magneziul prezintă, de asemenea, o repartizare neuniformă în fonta cu grafit nodular. Ca şi siliciul, magneziul se concentrează preferenţial în imediata apropiere a separărilor de grafit (fig. 1, zona *a*), unde magneziul poate atinge valori de 0,45—0,75% pentru un conţinut mediu în fontă de 0,08% Mg.

În separările de grafit, magneziul practic este absent (fig. 1, zona *c*), iar în perlită este cu mult mai scăzut decît în ferită (fig. 1, zona *b*).

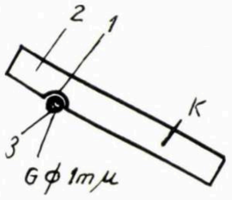


Fig. 2

În cazul prezenţei în fontă a separărilor de cementită eutectică şi a nodulilor mici de grafit, proveniţi din descompunerea cementitei (fig. 2: *1*—0,15% Mg; *2*—0,22% Mg şi *3*—0% Mg) magneziul se concentrează de preferinţă în carburi.

Aşadar atît siliciul, cît şi magneziul au o repartizare neuniformă în masa metalică de bază din fontă.

Se constată o concentrare a acestor elemente în zonele de ferită din imediata apropiere a grafitului.

Influenţa temperaturii şi presiunii asupra asimilării magneziului în fontă. Bedarev V. I. Liteinoe proizvodstvo, nr. 9, 1965, p. 9—11.

În cazul tratării fontei lichide cu magneziu, o influenţă mare asupra asimilării lui de către fontă o are presiunea de deasupra băii de metal. Cu creşterea presiunii se măreşte temperatura de fierbere a magneziului şi, prin aceasta, diferenţa dintre temperatura de fierbere a magneziului şi temperatura fontei.

În tabela 1 se indică valorile calculate ale temperaturii de fierbere a magneziului în funcţie de presiune.

Tabela 1

Presiunea, at	Temperatura de fierbere, °C	Presiunea, at	Temperatura de fierbere, °C
0	1 099	4,5	1 292
1	1 148	5,0	1 303
1,5	1 180	5,5	1 310
2	1 219	6,0	1 321
2,5	1 236	6,5	1 330
3	1 253	7,0	1 337
3,5	1 265	7,5	1 349
4,0	1 279	—	—

Cu ajutorul datelor din tabelă s-a determinat diferenţa dintre temperatura fontei şi cea de fierbere a magneziului (ΔT, °C).

În condiţiile experienţelor de laborator şi semiindustriale, valoarea ΔT a fost variată fie prin folosirea de presiuni diferite deasupra coloanei de fontă lichidă cu temperatura constantă, fie prin folosirea de temperaturi diferite ale fontei la presiune constantă.

În figura 1 se arată variaţia gradului de asimilare a magneziului de către fontă în funcţie de diferenţa de temperatură ΔT. Din figură rezultă că asimilarea maximă corespunde valorii $\Delta T = 0$, cînd temperatura fontei este egală cu temperatura de fierbere a magneziului.

În cazul în care temperatura fontei este mai mare decît cea de fierbere a magneziului, deci cînd valoarea ΔT creşte, viteza de vaporizare a magneziului devine tot mai mare, ceea ce duce la formarea unor canale preferenţiale ale vaporilor de magneziu în masa de fontă lichidă şi deci, la micşorarea suprafeţei de contact. Prin aceasta, gradul de asimilare se micşorează.

În cazul în care temperatura de fierbere a magneziului devine mai mare decît a fontei (la presiuni mari deasupra coloanei de metal şi la temperaturi mai scăzute ale fontei), gradul de asimilare a magneziului scade brusc (fig. 1, domeniul situat în stînga maximului), deoarece se înrăutăţeşte contactul dintre magneziu şi fontă (magneziul nu se vaporizează, ci se topeşte).

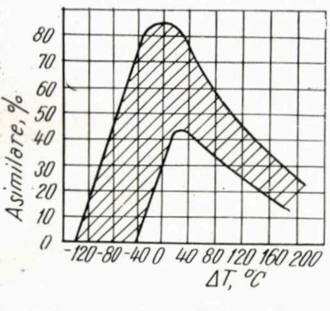


Fig. 1

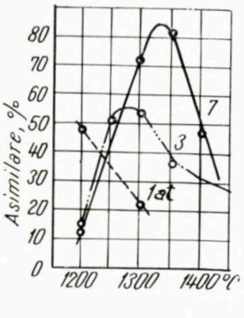


Fig. 2

Factorul principal care determină gradul de asimilare a magneziului de către fonta lichidă îl constituie diferenţa ΔT.

Presiunea şi temperatura fontei reprezintă numai mijloacele de reglare a acestei diferenţe de temperatură, fără ca ele să aibă o influenţă pronunţată asupra gradului de asimilare a magneziului de către fonta lichidă.

În figura 2 se arată influenţa presiunii şi temperaturii fontei asupra gradului de asimilare a fontei, de unde rezultă că acesta din urmă depinde în final de diferenţa ΔT.

Structura fontelor albe înalt aliate cu crom. Bunin K. P., Lev I. E., Snagovski V. M. şi Taran I. N. Liteinoe proizvodstvo, nr. 9, 1965, p. 23–24.

Fontele albe, înalt aliate cu crom, se folosesc pe scară largă pentru turnarea pieselor rezistente la uzură (mai ales abrazivă) şi la coroziune.

S-a studiat influenţa cromului asupra structurii componentei eutectice din aceste fonte. S-a folosit o fontă cu 4,30% C; 0,078% Mn; 0,016% Ni; 0,016% Cu; 0,030% S; 0,014% P şi urme de siliciu, în care conţinutul de crom a fost variat în limitele 0–30%.

În fontele cu conţinut de crom mai mic de 9,5%, se constată prezentă în structură numai carbura $(Fe,Cr)_3C$, cu reţeaua ortorombică, care face parte din coloniile eutectice de tip ledeburitic. Aceste colonii se formează prin concreşterea cristalelor ramificate de austenită şi cementită (fig. 1).

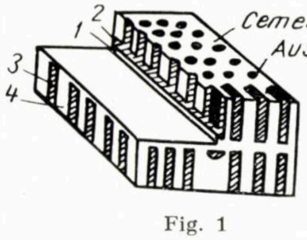


Fig. 1

Formarea lor începe de obicei prin apariţia dendritelor plate de cementită *1*, pe care iau naştere apoi dendritele plate de austenită *2*. Creşterea dendritelor de cementită şi austenită are loc în direcţie longitudinală, ceea ce duce la alungirea şi lărgirea coloniilor lamelare (plate) de ledeburită.

Creşterea ramurilor *3* de austenită are loc perpendicular pe placa de bază *2*, iar separarea cementitei *4* între ele îngroaşă colonia (creşterea transversală) şi duce la obţinerea, în final, a structurii ledeburitice caracteristice de tipul unui fagure.

La conţinuturi de 9,5 – 13% Cr, alături de $(Fe,Cr)_3C$, apare şi carbura $(Cr, Fe)_7 C_3$, pe baza căreia se formează colonii cilindrice şi conice (fig. 2).

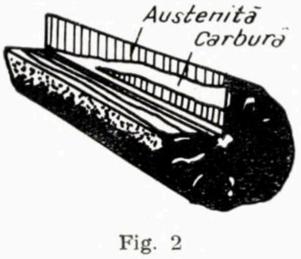


Fig. 2

Cristalizarea eutectică la aceste fonte începe cu formarea coloniilor de austenită şi carbură $(Cr,Fe)_7C_3$. Baza acestor colonii o constituie miezul format din carbura trigonală $(Cr,Fe)_7C_3$, asemănătoare unui creion (fig. 2). Miezul şi ramurile lui cresc în direcţia axei hexagonale, ceea ce duce, în final, la forma cilindrică sau conică a coloniei (fig. 3). În perioada de creştere, miezul şi ramurile din carbură se învelesc cu austenită (fig. 3).

Coloniile cilindrice din austenită şi carbură $(Cr,Fe)_7C_3$ cresc de obicei sub formă de fascicole. Între acestea se formează eutecticul pe bază de cementită cu structura caracteristică tip fagure, arătată mai sus.

La fontele cu peste 13% Cr, cementita dispare şi, în consecinţă, nu se mai formează colonii de tip ledeburitic. În acest caz, eutecticul constă numai din colonii cilindrice din austenită şi carbură $(Cr,Fe)_7C_3$. Dacă baza de ledeburită o constituie cementita, la coloniile eutectice cilindrice rolul acesta îl joacă, probabil, austenita. Astfel se poate explica îmbunătăţirea proprietăţilor mecanice ale fontelor albe, înalt aliate cu crom.

Despre utilizarea liantului cu uscare rapidă SM—1.

Liantul SM—1 este o soluție de 16,6% uree tehnică în borhot sulfitic provenit de la fabricarea spirtului. Adaosul de uree modifică proprietățile borhotului sulfitic, mărind capacitatea de liant de cinci ori ; în același timp, vîscozitatea liantului scade de la 152 la 54 s, cu menținerea densității de 1,27. Utilizarea lianților de borhot cu adaos de uree îmbunătățește proprietățile tehnologice ale amestecurilor de formare. În cazul unui adaos de 2% liant cu uree, fluiditatea amestecului de formare se mărește de la 5 pînă la 20%, iar aderența se reduce de la 0,5 la 0,1 g. Rezistența la rupere a epruvetelor din amestec cu liant SM—1 este de 11,5 kgf/cm^2, după o uscare de 10 și de 15 min la 200°C, și de 11,1 kgf/cm^2, după o uscare de 20 min, în timp ce epruvetele confecționate din amestec cu aceeași cantitate de liant fără uree au o rezistență de 2,0, respectiv 2,35 și 2,40 kgf/cm^2.

Datorită acestor prorietăți ale liantului SM—1, el poate fi utilizat pentru unele din miezuri în locul materialului liant PT. Avantajul principal al liantului SM—1 față de PT este reducerea aproape la jumătate a timpului de uscare a miezurilor cu rezistență superficială mare ; în același timp uscarea se face la temperatură mai scăzută. În afară de aceasta, liantul SM—1 este mai ieftin decît PT, în a cărei compoziție intră : petrolatum, ulei obținut ca produs secundar la fabricarea celulozei și white-spirit.

Pentru aprecierea comparativă a influenței lianților SM—1 și PT asupra impurificării aerului din încăperile industriale, a fost analizată compoziția aerului din sectoarele principale de lucru ale turnătoriei. S-a constatat că în cazul amestecurilor cu liant PT, concentrația de bioxid de sulf, amoniac și alcool metilic nu a depășit limitele admisibile, iar în cazul folosirii liantului SM—1 concentrațiile acestor substanțe sînt sub limită, ceea ce se explică prin faptul că liantul SM—1 nu conține decît 1,84% borhot sulfitic, pe cînd lianții PT conțin pînă la 4% borhot.

Reglarea automată a debitului de aer insuflat în cubilou.

Prin reglarea continuă automată a cantității de aer insuflat în cubilou, se poate conduce procesul de topire astfel ca temperatura metalului să fie în permanență maximă, cu toate variațiile parametrilor procesului de topire. În acest scop a fost folosit un regulator extremal. Temperatura fontei din creuzetul cubiloului a fost măsurată continuu, cu ajutorul unui termocuplu platină-platin-rhodiu, introdus în căptușeala creuzetului.

Debitul de aer a fost reglat cu ajuorul unui registru cu acționare electromecanică. Registrul închide complet conducta de aer în 40 s. Deplasarea lui este limitată de întrerupătoare de sfîrșit de cursă, corespunzătoare cu 30—95% din cursă, ceea ce permite ca în cazul unei încărcări neritmice sau al reducerii încărcături să se limiteze intervalul de variație a debitului de aer.

Pentru stabilirea variațiilor de temperatură a fontei în cazul cînd nu se face reglarea automată a debitului de aer insuflat, s-a făcut măsurarea continuă a acesteia cu ajutorul potențiometrului electronic automat EPP—09. În aceste condiții , variațiile de temperatură a fontei din creuzet ajungeau pînă la ±35°C și erau deosebit de mari la închiderea mai îndelungată (de peste 5 min) a conductei de aer în perioada de zgurificare, la reducerea productivității etc., totuși și în cazul unei funcționări ritmice a cubilourilor, variațiile ajungeau pînă la 50—60°C, din cauza încărcării neregulate a cubiloului și a fluctuațiilor continue ale regimului de topire.

Punerea la punct a sistemului de reglare automată a necesitat o cercetare pentru alegerea valorilor optime ale creșterii debitului de aer de insuflat și ale duratei de menținere. Pentru un cubilou cu o productivitate de 7 t/h, cele mai bune rezultate s-au obținut cu o creștere a debitului de aer corespunzătoare unei deplasări a registrului pe o porțiune de 6% din cursă, pentru un ciclu de funcționare a regulatorului. Reducerea creșterii debitului de aer nu duce la variații apreciabile ale temperaturii fontei lichide, iar majorarea creșterii de debit produce variații prea mari ale temperaturii fontei lichide și îngreuiează realizarea unei supraîncălziri maxime a fontei. În ceea ce privește durata de menținere, s-au obținut rezultate bune la o menținere de 50—80 s.

Datele experimentale au arătat că deși în realitate cantitatea de aer insuflat în cubilou variază incontinuu într-un anumit interval, producînd mici oscilații în ceea ce privește cantitatea de fontă topită, debitul mediu de aer și cantitatea medie de metal topit într-un interval de timp sînt practic constante. Productivitatea dorită a unui cubilou poate fi obținută numai dacă încărcătura de metal și aceea de combustibil sînt stabilite corect.

În figura 1 se dă graficul de temperatură al fontei lichide la reglarea automată a debitului de aer insulflat în cubilou cu ajutorul unui regulator extremal. Variațiile de temperatură sînt de ± 15°C (de la 1 400 la 1 430°C) și se datorează, în special, închiderii conductei de aer cu ajutorul registrului acționat manual în perioada de zgurificare, precum și neregularității de încărcare a cubiloului. Totuși și în cazul funcționării neregulate a cubiloului, reglarea automată a debitului de aer insuflat reduce considerabil variațiile de temperatură a metalului lichid și contribuie la ridicarea medie a temperaturii fontei cu 30—40°C.

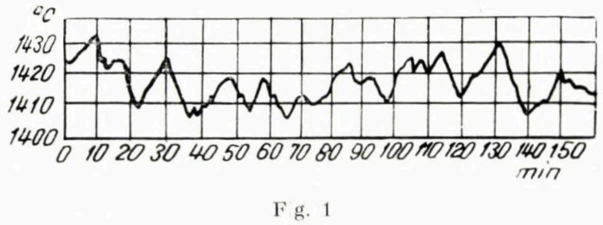


Fig. 1

Încălzirea în două trepte, cu flacără și prin inducție, a semifabricatelor destinate matrițării pe maxiprese.

Maslov A. Kuznecino—ștampovocinoe proizvodstvo, nr. 4, 1965, p. 42—43.

Durata încălzirii semifabricatelor în cuptoare cu flacără de la 20 la 800°C este aproximativ egală cu durata încălzirii de la 800 la 1 200°C ; în prima etapă se produce însă o cantitate de țunder mult mai mică decît în cea de-a doua. La încălzirea prin inducție, datorită scăderii brușe a permeabilității magnetice după depășirea punctului de transformare (768°C), în intervalul 800—1 200°C încălzirea se face mult mai eficace decît în intervalul 20—800°C.

Bazat pe aceste realități, în ultimul timp a început să se dezvolte un nou procedeu de încălzire a semifabricatelor destinate matrițării, și anume, încălzirea în două trepte, realizabilă în modul următor : încălzirea cu flacără pînă la 800°C și încălzirea prin inducție de la 800 la 1 200°C.

Avantajele principale ale procedeului sînt : scurtarea cu aproximativ de două ori a timpului de încălzire ; micșorarea substanțială a cantității de țunder format cu ocazia încălzirii ; îmbunătățirea proprietăților mecanice ale pieselor matrițate ; reducerea costului încălzirii semifabricatelor.

Costul estimat al încălzirii unei tone de metal, prin noul procedeu, este de 4,67 ruble față de 13,5 și respectiv 10,5 la încălzirea prin inducție cu o singură frecvență (2 500 Hz), 9,1 la încălzirea prin inducție cu două frecvențe (50 și 2 500 Hz) și de 4,8, la încălzirea cu flacără în mediu neoxidant.

Protecția prin cuprare a pieselor din oțel la cementare.

Iobahazi J. Galvanotechnik, nr. 4, 1965, p. 215—217.

Pentru protecția suprafețelor ce trebuie protejate împotriva îmbogățirii cu carbon la cementare, se aplică, printre alte procedee, și cuprarea, astfel încît cementarea se va efectua numai pe suprafețele neacoperite cu cupru. Pentru o cuprare rapidă și eficace se recomandă următoarea rețetă : 30 g/l CuCN ; 30 g/l NaCN ; 30 g/l Na$_2$CO$_3$; 50 g/l tartrat de sodiu și potasiu. Temperatura 40—50°C ; Densitatea curentului 2—3 A/dm^2 ; Tensiunea 4—5 V ; Raport anod-catod 2 : 1.

Se studiază influența temperaturii băii și a procentului de NaCN asupra grosimii stratului de cupru depus și a randamentului curentului. Din acest studiu rezultă că condițiile optime sînt asigurate la o cantitate de NaCN liberă de

2–3 g/l şi la o temperatură de circa 50°C. Astfel, o creştere a temperaturii de la 25 la 50°C duce la o creştere a grosimii stratului depus cu circa 50%. Timpul necesar pentru asigurarea unui strat de cupru suficient pentru protecţie este de 25–30 min.

Forjarea arborilor motori la uzinele „Opel" din R.F.G. Metal Treatment and drop forging, nr. 235, 1965, p. 130, 138.

Din 1962 s-a trecut la montarea unei linii automate de matriţare a arborilor cotiţi pentru motoarele cu patru cilindri, cu o productivitate orară realizată de 180 buc. Începutul liniei îl constituie o ghilotină semiautomată pentru debitarea semifabricatelor pentru arbori din bare laminate cu secţiune pătrată de 100 × 100 mm şi lungime de 4 m. Semifabricatele debitate la lungime sînt transportate pe o cale cu role, controlate automat cu un sistem cu celule fotoelectrice şi apoi dirijate fie direct la cuptor, fie într-un spaţiu de depozitare. Încălzirea se face într-un cuptor rotativ cu gaz, cu diametrul de 11,5 m şi înălţimea de 5 m, în care semifabricatele reci sînt introduse cu ajutorul unui dispozitiv automat de încărcare, la intervale de 20 s. Încălzirea durează 1 h, timp în care semifabricatele se încălzesc în mod treptat, trecînd prin zone ale cuptorului de la 700 la 1 250°C. Un dispozitiv automat de descărcare scoate semifabricatele calde din cuptor şi le aşază pe un conveior rapid, cu ajutorul căruia sînt introduse într-o instalaţie de deţunderizare hidraulică, cu o presiune a apei de 180 at. Semifabricatul curăţat de ţunder este preforjat într-un valţ de forjare şi apoi este adus la utilajul de matriţare. Matriţarea se execută în două faze pe o maxipresă de 6 000 t, construită de firma Ajax din Cleveland — S.U.A., special pentru matriţarea semiautomată a arborilor motori; maxipresa cîntăreşte 350 t, din care numai batiul, 214 t. Aşezarea semifabricatului în primul locaş de prematriţare, întoarcerea arborelui prematriţat cu 180°, aşezarea acestuia în gravura pentru matriţarea finală, precum şi depunerea arborelui matriţat pe un conveior se fac de către un muncitor, ajutat în munca sa de aruncători mecanici şi dispozitive de manipulare pneumatice.

Arborele matriţat este condus în continuare la presa de debavurare şi apoi la cea de redresare; după această operaţie, arborii, avînd încă o temperatură de 700°C, sînt transportaţi, cu un conveior, direct în secţia de tratament termic. Toate operaţiile descrise se execută în mod automat sau semiautomat, atingîndu-se o productivitate şi o calitate înaltă a arborilor matriţaţi, simultan cu o îmbunătăţire substanţială a condiţiilor de muncă. La linia nouă de matriţare lucrează şapte muncitori faţă de 18 muncitori cîţi erau necesari cînd matriţarea se executa pe un ciocan matriţor cu abur.

Rolul carburilor în oţelurile slab aliate rezistente la fluaj. Woodhead J. H. şi Quarrell A. G. Journal of the Iron and Steel Institute, vol. 203, 1965, p. 605 – 620.

În articol se face o prezentare a cercetărilor efectuate după 1948 privind următoarele probleme:

— carburi în oţeluri feritice (compoziţie, structură şi morfologie);

— transformări în structura carburilor;

— efectele microstructurii asupra deformării.

Carburile binare pot fi împărţite în trei clase, după structura lor:

— Clasa I, cu reţea cubică (de tipul NaCl), de exemplu TiC; V_4C_3; NbC;

— Clasa a II-a, cu reţea hexagonală compactă, de exemplu Mo_2C; MoC; W_2C; WC;

— Clasa a III-a, cu reţea ortorombică, de exemplu Fe_3C; Mn_3C.

În oţeluri nu se formează, în general, carburi binare pure, deoarece ele dizolvă diferite elemente. De aceea, carburile se prezintă cu formule generale ca, de exemplu: $M_{23}C_6$, M_6C, în care M indică un amestec de atomi metalici. Adeseori carburile sînt stabile pentru un domeniu larg de compoziţie, adică compoziţia lor nu este toichiometrică şi formulele generale ar trebui privite mai curînd ca reprezentînd anumite tipuri structurale decît anumiţi compuşi specifici. Carburile dizolvă uneori mult azot (mai ales carburile cubice, cu formula MC, şi cele hexagonale, cu formula M_2C, pentru care există obişnuit nitruri izomorfe, total solubile în primele). În aceste cazuri este mai bine a prezenta aceşti compuşi cu formule ca: MX, M_2X etc., în care X indică un amestec de atomi interstiţiali.

În oţeluri există următoarele carburi: M_3C, cu structură ortorombică, obişnuit Fe_3C.

Dar cementitata poate dizolva mulţi atomi de alte elemente. Astfel, Mn_3C este total solubilă în Fe_3C şi conţinutul de Mn în Fe_3C este limitat numai de acest conţinut în oţel. Nichelul şi cobaltul se dizolvă, de asemenea, în mare măsură, în Fe_3C. Ele ar forma carburi de forma M_3C, dar cu o afinitate mult mai mare pentru ferită decît cementita (coeficientul de participare, adică raportul dintre numărul de atomi ai elementului de aliere în cementită şi cel în ferită, la 700°C, fiind de circa 0,3 pentru nichel şi 0,2 pentru cobalt). Pînă la o cincime din atomii de fier din cementită pot fi înlocuiţi cu atomi de crom (coeficientul de participare este 0,2). Pentru molibden, coeficientul de participare este de 0,04, iar pentru vanadiu, acest coeficient este de 0,1 în cazul carburii $(Fe,V)_3C$ şi ajunge la 0,17, în cazul carburii $(Fe,V,Cr)_3C$.

M_7C_3 este de obicei o carbură de crom (Cr_7C_3) cu reţea trigonală. Fierul are un coeficient de participare care ajunge la 0,6; în cazul molibdenului acest coeficient este de 0,055, al vanadiului de 0,16, al nichelului de 0,09. Manganul se dizolvă uşor în Cr_7C_3 (el formează o carbură izomorfă).

$M_{23}C_6$ este de obicei o carbură de crom ($Cr_{23}C_6$) în oţelurile fără molibden şi wolfram. În aceste oţeluri, coeficientul de participare a fierului la această carbură este de circa 0,4. Manganul, care formează, de asemenea, o carbură izomorfă, se dizolvă mult în această carbură. În oţelurile cu molibden şi wolfram se formează $Fe_{21}Mo_2C_6$ sau $Fe_{21}W_2C_6$. În oţelurile cu crom, molibden şi wolfram se pot forma carburi intermediare faţă de cele menţionate. Coeficientul de participare a vanadiului la $M_{23}C_6$ este de 0,2, al nichelului de 0,3.

M_6C este o carbură ternară de fier şi molibden, sau fier şi wolfram, cu reţea cubică complexă, cu compoziţia chimică variind de la Fe_4Mo_2C la Fe_3Mo_3C şi respectiv de la Fe_4W_2C la Fe_3W_3C.. Coeficientul de participare a cromului la această carbură este de circa 0,3, iar a vanadiului, de 0,1.

$M_a C_b$ este o carbură bogată în molibden, cu reţea necunoscută încă, însă de simetrie slabă. Se presupune formula Fe_2MoC sau M_3C, cu reţeaua diferită însă de a carburii menţionate mai sus — M_3C (celula elementară în sistem rombic ar avea volumul de 12 ori mai mare ca volumul celulei elementare a cementitei).

MC este o carbură cu structura cubică de tipul NaCl. În oţelurile rezistente la fluaj, o astfel de carbură este V_4C_3, NbC, TiC. Carbura de vanadiu este de drept VC, dar compoziţia limită se extinde pînă la V_4C_3. Coeficientul de participare a fierului, cromului şi molibdenului la carbura de vanadiu poate ajunge la 0,15.

M_2C este de obicei o carbură bogată în molibden (Mo_2C) cu reţea cubică cu feţe centrate. Coeficientul de participare a vanadiului la această carbură ajunge la 0,3, iar a cromului este acelaşi.

În carbura M_2C, o parte din atomii de carbon sînt înlocuiţi de obicei cu atomi de azot, obţinîndu-se o carbură de tipul M_2X. În oţeluri complexe se obţine carbura $(Cr,Mo,V)_2(C,N)$.

MoC şi WC se deosebesc de carburile anterioare pentru că au reţeau hexagonală. În oţeluri, aceste carburi normal nu se întîlnesc, din cauză că se stabilizează alte faze, ca $M_{23}C_6$.

Metalografic este foarte greu să se distingă natura carburilor, deoarece forma şi poziţia lor este determinată, într-un oţel particular, de factori încă necunoscuţi. De aceea, identificarea lor necesită analize prin difracţie electronică pe suprafeţe selectate.

Pentru înţelegerea şi prevederea căilor diferitelor transformări de carburi în timpul revenirii este necesară cunoaşterea domeniilor de existenţă a diferitelor faze în funcţie de temperatură, adică a diagramelor de echilibru. Pînă în prezent sînt date insuficiente, şi în parte nesigure, privind sistemele ternare şi mai ales superioare.

Diagramele de echilibru ale sistemelor Fe–Cr–C, Fe–Mo–C, Fe–V–C, Fe–Ti–C sînt prezentate pe baza celor mai recente cercetări.

Se menționează, de asemenea, diagrame de stare sau de constituție, pentru oțeluri (cu 0,2 %C) crom-vanadiu, crom-molibden, interesante pentru cunoașterea comportării la fluaj a acestora.

Dar starea de echilibru nu este atinsă, în general, printr-o simplă precipitare și creștere a carburilor de echilibru din soluția solidă. Pot interveni fenomene de durificare secundară, prin precipitare cu mult după precipitarea inițială, care duc la înmuierea oțelului. În general, prin revenire, din martensită precipită carbura de fier ε care, la aproximativ 300°C, trece în cementită (M_3C). La temperaturi mai ridicate, cementita coagulează și ferita devine echiaxială prin recristalizare sau prin mișcări selective ale rosturilor. Austenita reziduală se descompune la circa 200°C. Elementele care formează carburi determină apariția uneia sau a mai multor carburi aliate, pe două căi : transformarea locală (în situ) prin creșterea gradată a conținutului de elemente de aliere în M_3C pînă se formează particule individuale noi ; germinare separată, cînd M_3C se dizolvă în ferită și precipită carbura aliată. Aceste procese nu duc la carburi de echilibru, pentru care mai intervin alte transformări.

Cu creșterea conținutului de crom în oțel, carbura de echilibru devine M_3C, M_7C_3 și $M_{23}C_6$. Trecerea de la M_3C la M_7C_6 s-ar produce printr-o transformare, în situ, în oțelurile cu cel mult 4 % Cr și prin germinare în oțeluri mai aliate.

Transformarea $M_7C_3 \rightarrow M_{23}C_6$ s-ar produce, de asemenea, în situ.

În oțelurile corespunzătoare sistemului Fe—Mo—C, după M_3C se formează Mo_2C numai în oțelurile cu Mo/C mai mare de 1,5. Dacă Mo/C = 1, se formează carbura MoC direct din M_3C, iar dacă acest raport este de circa 0,7, între M_3C și MoC se formează $M_{23}C_6$. La prelungirea duratei de revenire, în cazul cînd Mo/C este mai mare de 20, se formează în continuare M_6C. Dacă Mo/C este mai mare de 25, se va produce formarea ulterioară a MoC. Dacă Mo/C este mai mică de 20, după Mo_2C se formează $M_{23}C_6$ și M_aC_b, după care urmează formarea carburilor M_6C și MoC. Dacă Mo/C este mai mic de 6, nu se formează M_6C, dar apare MoC după carbura de tranziție, în cazul cînd durata revenirii este destul de lungă. Transformarea Mo_2C — M_6C ar avea loc în situ.

În aliajele corespunzătoare sistemului Fe—W—C, transformările sînt similare celor din sistemul ternar cu molibden. În aliajele sistemului Fe — V — C se formează V_4C_3, printr-o reacție de germinare din soluția solidă.

Secvența transformărilor carburilor în cursul revenirii oțelurilor complex aliate este dificil de prezis, dacă nu chiar imposibil.

Adaosurile foarte mici de alte elemente influențează considerabil caracteristicile durificării secundare ale oțelurilor. Toate elementele adăugate produc o mărire a durificării secundare, dar nu influențează energia de activare legată de vîrful de duritate. Metalografic s-a constatat că, în oțelurile cu molibden, înainte de formarea carburii Mo_2C, în soluția solidă apar regiuni mai închise la culoare, considerate zone cu rețeaua local deformată. În acest stadiu sau mai tîrziu, vor precipita carburi foarte fine și în alte oțeluri cu adaosuri de elemente care formează carburi. Rezultă că durificarea secundară nu este în primul rînd o urmare a precipitării unei faze secundare. Se pare că urmele de elemente acționează ca nuclee de zone, iar creșterea durității rezultă dintr-o distribuție mai bună a acestora. Aceste urme ar fi și cauza revenirii de durată mai lungă a oțelurilor elaborate în vid, în comparație cu a celor elaborate în aer, necesară pentru ca transformarea $Mo_2C \rightarrow M_6C$ să aibă loc într-o anumită proporție.

Deformarea plastică, în general, crește viteza de precipitare din soluția solidă. În anumite condiții, prelucrarea la rece poate întîrzia precipitarea carburilor, sau să suprime anumite reacții. De exemplu, din martensita oțelului cu conținut mediu de carbon suficient deformat, primele particule precipitate sînt de cementită și nu de carbură ε (această reacție ar fi suprimată).

Deformarea, în timpul transformării, uneori frînează transformarea (de exemplu, în oțelurile cu 9 — 11 % Cr, reacția $M_7C_3 \rightarrow M_{23}C_6$ este întîrziată în timpul încercării de fluaj, pe cînd reacția $Mo_2C \rightarrow M_6C$ este accelerată în cursul acestei încercări).

În ce privește structura inițială, se menționează că atunci cînd carbura prezentă în oțelul aliat după normalizare este M_3C, reacțiile carburilor la revenire sînt similare celor din oțelurile călite la martensită. Carbura bainitică fiind mai mare, necesită un timp mai lung de revenire pentru a se transforma în aceeași măsură. Dacă direct după austenitizare rezultă o carbură aliată, secvența reacțiilor poate fi schimbată.

Conform unor date recente, elementele dizolvate în ferită modifică rezistența la încovoiere σ_{ri} , așa cum se indică în tabela 1

Tabela 1

Elementul	C (si / sau N)	P	Sn	Si	Cu	Mn	Mo	Ni	Cr
Creșterea lui σ_{ri} kgf/mm^2, pentru 1 % în greutate element de aliere	472,5	69,3	17,6	8,5	3,9	3,3	1,1	0,0	−3,2

Influența elementelor de aliere asupra rezistenței la tracțiune este similară, cu excepția molibdenului (~ 4,7 kgf/mm^2 pentru 1 % în greutate). În general, elementele de aliere contribuie foarte puțin la creșterea rezistenței soluției solide din oțelurile aliate.

Privitor la efectul elementelor de aliere în soluție solidă asupra plasticității, cercetările experimentale au demonstrat, de asemenea, o influență slabă. Gîtuirea la rupere se modifică în general cu 5 % pentru fiecare procent în greutate de element de aliere, cu excepția fosforului, în cazul căruia se constată o micșorare de 100 % a gîtuirii pentru fiecare procent în greutate de fosfor. Manganul și cromul măresc gîtuirea la rupere, cuprul și siliciul au o influență slabă, iar fosforul micșorează această caracteristică.

În ce privește rezistența la fluaj, molibdenul este elementul cel mai capabil să crească această caracteristică. Niobiul și titanul dizolvate în soluție solidă măresc de asemenea rezistența la fluaj însă carbonul scoate aceste elemente din soluție, ceea ce diminuează acțiunea lor.

Plasticitatea soluției solide este îmbunătățită prin aliere numai dacă au fost inhibate restaurarea și recristalizarea.

Natura fazei de carburi disperse este cel mai important factor care influențează comportarea la fluaj a oțelurilor ferito-perlitice. În cazul unei suprasaturări inițiale mari (martensită) în mod obișnuit au loc reacțiile : formarea zonelor → precipitate intermediare → precipitate de echilibru. Prima reacție are loc de obicei la aproximativ 0,4 — — 0,5 Tm (Tm este temperatura de topire). În cazul oțelurilor, reacția aceasta are loc între 450 și 600°C. Precipitatul intermediar se formează cu o interfață coerentă cu rețeaua de bază. Pe măsura creșterii acestuia, cresc și deformațiile pînă la o limită la care germinează dislocațiile și apare o stare de coerență parțială. Suprasaturarea este în această situație mult redusă și particulele cresc mai departe prin difuziunea atomilor de la particulele mici la cele mari.

Dacă gradul de suprasaturare este mic, germinarea precipitatului este dificilă și precipitarea poate avea loc numai pe fețe convenabile, ca dislocațiile. Dar această dispersie nu este așa de uniformă ca cea obținută la oțelurile cu soluție solidă mai saturată. Prin deformarea în timpul precipitării se poate obține un precipitat mai uniform, mai ales la oțeluri austenitice, precum și într-o oarecare măsură la oțelurile ferito-perlitice. Deformarea produce creșterea densității dislocațiilor.

Precipitatele măresc de obicei rezistența, prin interferența lor cu mișcarea dislocațiilor. Natura acestei interferențe nu este bine cunoscută.

În general, cea mai mare creștere a rezistenței este asociată cu formarea precipitatului intermediar coerent, ca, de exemplu, a Mo_2C în cazul oțelurilor cu molibden. Particulele incoerente au o influență mai puțin eficace asupra rezistenței.

Întrucît sînt puţine date privind influenţa formei particulelor asupra rezistenţei, nu se poate face o generalizare a lor.

În general, se consideră că procesele de durificare dispersă produc aliaje cu plasticitate scăzută. Sînt însă situaţii cînd această corelaţie este mai complexă.

Rezistenţa la fluaj este influenţată de distanţa dintre particule, care acţionează ca obstacole în calea dislocaţiilor. În stadiul staţionar, rezistenţa la fluaj este determinată de echilibrul dintre durificarea prin prelucrare şi restaurare. Particulele împiedică, de asemenea, restaurarea, prin ancorarea reţelelor complicate ale dislocaţiilor care se dezvoltă în timpul deformării. Şi acest mecanism pretinde particule fine pentru o rezistenţă mai bună la fluaj. Problema principală este însă de a împiedica creşterea rapidă a particulelor, prin urmare şi a spaţiilor dintre ele şi deci de a avea un raport cît mai mare dintre volumul ocupat de particule şi volumul soluţiei solide. La oţeluri, aceasta ar însemna că un conţinut mai ridicat de carbon ar fi mai favorabil pentru rezistenţa la fluaj. Însă, în general, proprietăţi optime de fluaj s-au obţinut în cazul cînd conţinutul de carbon în oţelurile ferito-perlitice a fost de 0,1—0,2 %. Şi alte considerente, ca plasticitatea şi rezilienţa la temperatura camerei, sudabilitatea, poziţia punctului M_s, impun un conţinut redus de carbon. Precipitarea pe dislocaţii este în special utilă şi ea este posibilă, aşa cum s-a mai arătat, în cazul cînd gradul de suprasaturare este mic. Efectul formei particulelor asupra rezistenţei la fluaj nu este cunoscut. După unii, rezistenţa la fluaj ar fi cea mai mare în cazul particulelor în formă de ace şi cea mai mică, cînd aceste particule ar fi sferice. Influenţa compoziţiei chimice a particulelor este mare mai ales în legătură cu rezistenţa lor la creştere. Cele mai bune proprietăţi de fluaj le dau carburile V_4C_3 şi NbC; Mo_2C şi $M_{23}C_6$ sînt mai bune decît M_7C_3 şi M_3C.

Proprietăţile de fluaj pot fi ameliorate în urma reacţiilor de precipitare a carburilor în timpul exploatării. Din această cauză apar şi punctele de tranziţie pe curbele vitezelor de fluaj. Ele sînt corespunzătoare carburilor formate conform secvenţei reacţiilor acestora. Însă nu totdeauna apar asemenea corelaţii. Se presupune că tranziţiile ar fi cauzate şi de blocarea dislocaţiilor de către distorsiunile reţelei, cauzate de concentraţii de atomi de substituţie care se strîng în jurul dislocaţiilor în mişcare.

Nu se cunoaşte, în mod satisfăcător, influenţa carburilor disperse asupra plasticităţii la fluaj. Se poate spune sigur că ea este influenţată de forma şi dispersia precipitatelor la rosturile grăunţilor şi de unele regiuni adiacente fără precipitat.

Oţelul cu 0,5 % Mo, utilizat obişnuit după normalizare, urmată uneori de revenire, nu prezintă transformări de carburi. Cea mai mare parte a molibdenului trece în soluţia solidă, iar restul în M_3C. Rezistenţa la fluaj a acestui oţel este explicată şi prin blocarea dislocaţiilor de către „azotul activ". Din acest motiv nu se recomandă dezoxidarea acestui oţel cu aluminiu. După un timp lung de expunere, poate să se formeze Mo_2C, care ar contribui la prelungirea duratei de viaţă a materialului. Oţelul se utilizează, de obicei, pînă la 450°C, pentru că la temperaturi mai ridicate prezintă pericolul de grafitizare.

Prin adăugarea borului la oţelul anterior se obţine un oţel bainitic, cu granulaţia feritei mică.

Oţelul cu 0,5 % Mo şi adaos de 1 % Cr are aceeaşi rezistenţă la fluaj, dar plasticitate mai ridicată. Carburi stabile în acest oţel, după utilizarea sa timp de 100 000 h la ţevi de supraîncălzitoare, sînt M_7C_6 şi Mo_2C şi eventual şi M_7C. Cromul elimină virtual pericolul grafitizării, aşa că aceste oţeluri pot fi utilizate pînă la 520°C.

O rezistenţă mai bună la fluaj o are oţelul cu 0,10—0,25 % C; 0,5 % Mo şi 0,2 — 0,4 % V. Se utilizează în stare normalizată, cînd carbura formată este M_3C. La revenire apare şi V_4C_3, care este un foarte bun component pentru fluaj. Oţelul se poate utiliza pînă la 570°C.

Pentru creşterea rezistenţei la oxidare se adaugă un conţinut mai ridicat de crom. Se obţine oţelul cu 2,5 % Cr; 1 % Mo şi 0,1—0,15 % C. În secţiuni mici, oţelul are după normalizare o structură bainitică cu carbura M_3C. La revenire sau în timpul exploatării, se formează M_2C şi M_7C_3. Oţelul normalizat are o rezistenţă la fluaj mai bună ca cea a oţelului călit şi revenit.

Oţelul cu 3 % Cr; 0,5—0,7 % Mo; 0,5 — 0,7 % W şi 0,6— — 0,8 % V are o rezistenţă la fluaj ceva mai bună. Se utilizează, de obicei, după călire şi revenire. Carburile de echilibru sînt V_4C_3, M_6C şi M_7C_3.

Pentru temperaturi în jur de 620°C se utilizează oţeluri cu 7 — 8 % Cr, însă ele au proprietăţi de fluaj slabe. Pentru creşterea acestor proprietăţi se adaugă molibden, 1 % V, precum şi Nb şi Ti.

În oţelul cu 12 % Cr, adaosurile de molibden şi vanadiu nu contribuie la creşterea rezistenţei la fluaj prin precipitare de carburi. O oarecare durificare secundară se poate obţine prin formarea precipitatului M_2X. Molibdenul stabilizează acest precipitat. Un oţel util din această clasă s-a constatat a fi cel cu compoziţia: 0,1 % C; 12 % Cr; 2 % Ni; 1,5 % Mo şi 0,3 % V.

Comportarea la fluaj a unui oţel molibden-vanadiu. Geiger Th. E. Metal Progress, iunie 1965, p. 58—72.

Comportarea la fluaj a unui oţel puţin aliat depinde atît de conţinutul în elemente de aliere, cît şi de tratamentul termic aplicat.

Lucrarea urmăreşte a stabili influenţa tratamentului termic asupra proprietăţilor înregistrate în încercările de fluaj.

Cercetările au fost efectuate pe un oţel cu următoarea compoziţie chimică: 0,16 % C; 0,29 % Si; 0,43 % Mn; 0,015 % P; 0,006 % S; 0,29 % Cr; 0,64% Mo; 0,31 % V; 0,03 % Ni. Tratamentele termice aplicate şi proprietăţile mecanice la temperatura ambiantă sînt arătate în tabela 1.

Tabela 1

Varianta		Limita de curgere, kgf/mm²	Rezistenţa de rupere la tracţiune, kgf/mm²	Alungirea, %
A	960°C, 1 h, răcire în aer	81	140	19,5
B	960°C, 1 h, răcire în aer, revenire la 700°C, 3 h şi răcire în aer	118	150	17,7
C	960°C, 1 h, răcire în aer, revenire la 700°C, 1 000 h, răcire în aer	101	135	23,7
D	1 037°C, 1 h, răcire în aer	159	189	14,4
E	1 037°C, 1 h, răcire în aer, revenire la 700°C, răcire în aer	161	197	15,7

Tratamentul termic influenţează în mod substanţial valorile proprietăţilor mecanice la temperatura ambiantă. Astfel, oţelul tratat după varianta B are o limită de curgere cu mult mai ridicată decît cel tratat după varianta A. Explicaţia este legată de blocarea planurilor de alunecare prin precipitarea de particule fine de carbură de vanadiu. Atunci cînd tratamentul de revenire are o durată foarte mare — varianta C — are loc coalescenţa carburilor de vanadiu iar valorile limitei de curgere şi ale rezistenţei de rupere la tracţiune se micşorează.

Ridicarea temperaturii de austenitizare — variantele C şi D — provoacă o mărire a valorilor limitei de curgere şi a rezistenţei de rupere la tracţiune, ca urmare a precipitării unei proporţii mari de carburi fine de vanadiu.

Diferenţa dintre valorile proprietăţilor mecanice la temperatura ambiantă se manifestă, în mod evident, în rezultatele încercărilor mecanice la temperatura ridicată. În figura 1 se arată valorile alungirii la rupere şi ale rezistenţei la fluaj la temperatura de 550°C.

Oţelul tratat după varianta B are o rezistenţă la fluaj medi faţă de restul rezultatelor şi o alungire mai mare de 10 %

Dacă oţelul nu este revenit — varianta A — rezistenţa la fluaj creşte puţin, însă alungirea scade în mod apreciabil. Oţelul revenit 1 000 h la 650°C — varianta C — ceea ce corespunde la 600 000 h la 550°C — are valori minime pentru rezistenţa la fluaj şi prezintă o tenacitate uşor ameliorată.

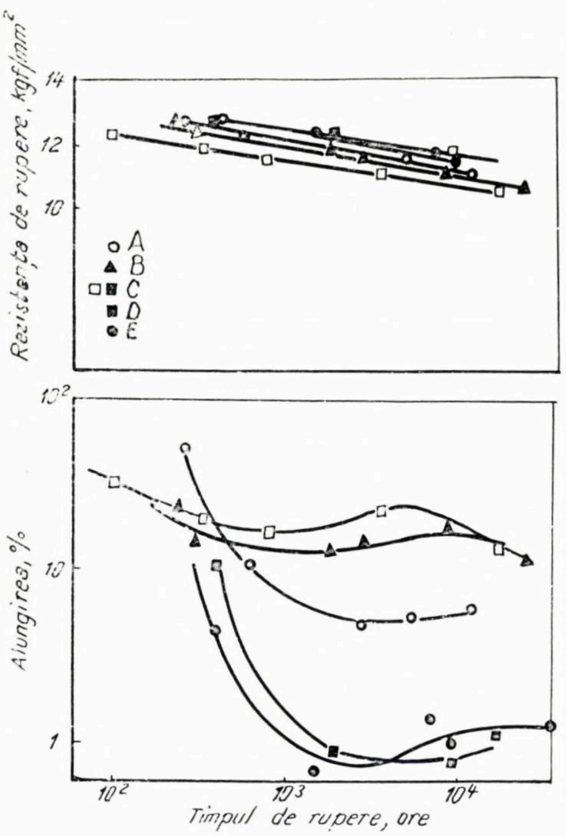


Fig. 1

Ridicarea temperaturii de austenitizare de la 960°C la 1 050°C măreşte valorile rezistenţei la fluaj însă provoacă o micşorare apreciabilă a tenacităţii, apropiind oţelul de starea de fragilitate.

Pentru studiul modificărilor structurale s-a folosit : microscopul optic, microscopul electronic, difracţia electronică şi în raze X şi separarea electrolitică a carburilor.

Structura oţelului în stare normalizată — varianta A — constă din ferită şi bainită, ferita conţinînd particule fine de V_4C_3. După revenire, are loc o precipitare mai abundentă de V_4C_3 şi o coalescenţă a cementitei.

În timpul încercărilor de fluaj au loc modificări structurale a căror intensitate este în funcţie de tratamentul termic prealabil. Astfel, în cazul oţelurilor tratate după variantele A şi B, are loc o foarte rapidă coalescenţă a cementitei şi o creştere a proporţiei de V_4C_3. În cazul variantei C nu se constată nici o modificare structurală. Tratamentele D şi E produc structuri relativ stabile.

Condiţiile optime de carbonitrurare. Milano N. P. Metal Progress, vol. 88, nr. 1, 1965, p. 79—81.

Prescripţiile impuse pieselor componente ale pompei de injecţie, pentru motoare Diesel, au ridicat problema restudierii condiţiilor de carbonitrurare.

În mod curent, piesele se carbonitrurează la temperatura de 843°C şi se răcesc în ulei. Conţinutul de amoniac în atmosfera de cementare variază între 2,5 şi 10%.

Au fost efectuate cercetări de carbonitrurare la temperaturile 788, 843 şi 899°C, în atmosfere conţinînd 2,5—5 % NH_3.

Cercetările au fost efectuate pe un oţel C. 1018, cu compoţia : 0,15—0,20 %C ; 0,60 — 0,40 % Mn ; max. 0,040 %P ; max, 0,050 % S. Condiţiile de lucru au fost : durata , 3—5 ore ; conţinutul CO_2, 0,22—0,40 %.

Epruvetele carbonitrurate la 788°C au un conţinut ridicat de azot şi o duritate mică. Epruvetele tratate la 843°C au un conţinut de azot mai mare decît cele tratate la 899°C. Prin carbonitrurare la 899°C, se obţine o duritate mai mare de 60 HRC.

Cu cît temperatura de carbonitrurare este mai mică, cu atît cantitatea de austenită reziduală este mai mare. Carbonitrurarea la 788°C favorizează apariţia unui defect cunoscut ca „pete albe".

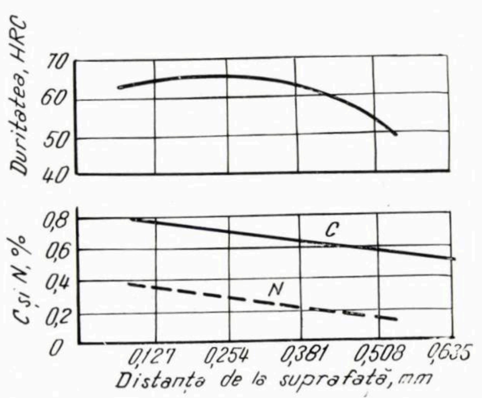
Un interes deosebit prezintă adîncimile la care se realizează valori maxime pentru duritate.

Epruvetele carbonitrurate la 788°C, în atmosferă cu 2,5 NH_3, au valori maxime pentru duritate la adîncimea de 0,28 mm ; conţinutul de carbon variază între 0,64 şi 0,73 % şi cel de azot, între 0,30 şi 0,34 %.

Prin carbonitrurare la 843°C, duritatea maximă se realizează la adîncimea de 0,23 mm. La această adîncime, carbonul variază în limitele 0,65 — 0,80 %, iar azotul, între 0,20 şi 0,25 %.

Carbonitrurarea la 899°C are ca efecte : duritatea maximă la adîncimea de 0,20 mm, un conţinut de carbon de 0,65—0,75 % şi un conţinut de azot de 0,22—0,30 % la adîncimea corespunzătoare durităţii maxime.

După cum se arată în figura 1, carbonitrurarea la 899°C asigură la suprafaţa pieselor o duritate mai mare de 60 HRC.



F g. 1

Pentru verificarea proprietăţilor stratului carbonitrurat au fost efectuate încercări de uzură. Condiţiile de tratament, caracteristicile stratului carbonitrurat şi rezultatele încercărilor de uzură sînt arătate în tabela 1.

Tabela 1

Temperatura, °C	Duritatea, HRC suprafaţa	Duritatea, HRC la adîncimea de 0,076 mm	carbon, %	azot, %	uzura, g
Atmosfera de carbonitrurare : 2,5 %NH_3					
899	63	62	0,80	0,281	0,00027
843	60	58	0,88	0,397	0,00029
788	60	55	0,98	0,402	0,00038
Atmosfera de carbonitrurare : 5 % NH_3					
899	63,5	61	0,78	0,380	0,00028
843	62,5	58	0,82	0,382	0,00035
788	61,0	58	0,85	0,590	0,00039

Cea mai bună rezistenţă la uzură se obţine prin carbonitrurare la 899°C, deoarece stratul cementat are o structură martensitică omogenă, cu o cantitate minimă de austenită reziduală.

În concluzie, carbonitrurarea la 899°C duce la rezultate optime în ceea ce priveşte duritatea, microstructura şi rezistenţa la uzură.

Întrucît temperatura de 899°C este relativ ridicată, trebuie să se acorde atenţia cuvenită măsurilor de prevenire a distorsiunii pieselor şi alegerii temperaturii de călire.

Influenţa condiţiilor de recoacere asupra structurii şi caracteristicilor mecanice ale aliajelor de titan de tipul T — A6V şi T — A4M.

Develay R. şi Croutzeilles M. Revue de Métallurgie, vol. 62, nr. 5, 1965, p. 479—488.

Aliajele T — A6V şi T — A4M sînt folosite în aeronautică, pentru o largă diversitate de piese, de la buloane pînă la discuri pentru compresoarele reactoarelor de avion.

Structura aliajelor este de tipul α — β. Aluminiul se dizolvă în faza α, măreşte domeniul de stabilitate al acestei faze şi ridică temperatura de transformare α — β. Aluminiul măreşte valorile proprietăţilor de rezistenţă atît la temperatura ambiantă, cît şi la temperatura ridicată însă în detrimentul proprietăţilor de plasticitate. Vanadiul, solubil în faza β şi stabilizator al acestei faze, este elementul care măreşte apreciabil plasticitatea aliajelor de titan de tipul α — β. Manganul, prezent în aliajul T — A4M, stabilizează faza β şi permite a se obţine o proporţie relativ importantă de fază β la temperatura ambiantă, ceea ce conferă aliajului o bună plasticitate.

În tabela 1 sînt prezentate caracteristicile mecanice impuse celor două aliaje.

Tabela 1

Aliajul	Proprietăţile mecanice				Menţinerea sub sarcină (epruvete crestate)	
	σ_c, kgf/mm²	σ_r, kgf/mm²	δ, $5{,}65\sqrt{s}$, %	ψ	Sarcina, kgf/mm²	Durata de viaţă, h
T — A6V	$\geqslant 84$	90—115	$\geqslant 10$	$\geqslant 25$	118	$\geqslant 5$
T — A4M	$\geqslant 85$	95—115	$\geqslant 10$	$\geqslant 25$	114	$\geqslant 5$

Tabela 2

Aliajul	Compoziţia chimică, %									
	Al	V	Mn	Fe	Si	C	Mg	Cb	N_2	H_2
T — A6V	6,17	3,70	0,02	0,07	<0,04	0,015	<0,005	0,005	0,0120	0,0030
T — A4M	4,27	<0,02	4,45	0,05	<0,04	0,020	<0,005	<0,002	0,0120	0,0045

Încercarea de menţinere sub sarcină a unei epruvete crestate, cunoscute sub denumirea de încercare Pratt şi Whitney, este o încercare de rupere întîrziată, care pune în evidenţă susceptibilitatea de fragilizare sub tensiune.

Un rol important în obţinerea caracteristicilor mecanice îl are gradul de coroiaj. Chiar în cazul aliajelor cu un conţinut minim de hidrogen — 30—50 ppm — valorile impuse de încercarea Pratt şi Whitney se obţin cu dificultate atunci cînd gradul de coroiaj nu depăşeşte valoarea 20.

Cum în prezent se fabrică piese cu dimensiuni mari pentru care nu se mai pot realiza grade de coroiaj atît de mari, lucrarea îşi propune a stabili influenţa tratamentului termic de recoacere asupra proprietăţilor mecanice.

Compoziţia chimică a aliajelor pe care s-au efectuat cercetările este arătată în tabela 2.

În figura 1 se arată, pentru aliajul T — A6V influenţa temperaturii de recoacere asupra rezultatelor încercării Pratt-Whitney, pentru o durată de recoacere de 2 h, cu răcire în aer calm.

Se observă că între 750 şi 850°C acestea sînt inferioare prescripţiilor, între 860 şi 890°C se obţine o ameliorare a proprietăţilor însă insuficientă pentru a oferi o garanţie în raport cu prescripţiile, deoarece valorile obţinute au o dispersie mare. La temperaturi cuprinse între 890 şi 960°C se obţine o ameliorare apreciabilă a proprietăţilor, neconstatîndu-se nici o rupere sub 118 sau 124 kgf/mm chiar după durate de menţinere sub sarcină mai mari de 20 h.

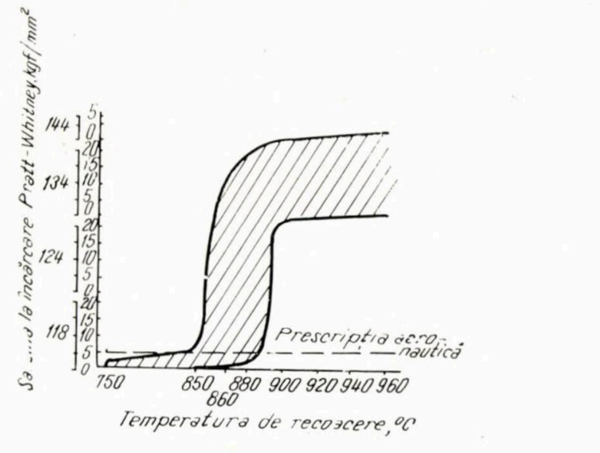


Fig. 1

Valorile proprietăţilor de rezistenţă la tracţiune şi la şoc nu se modifică în urma tratamentului de recoacere. Creşterea temperaturii de recoacere nu influenţează nici valorile rezistenţei la oboseală.

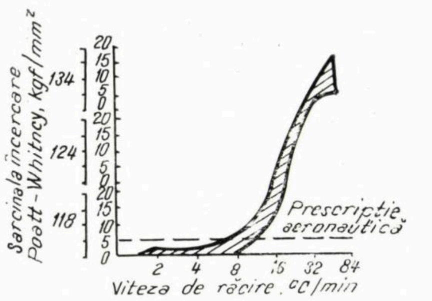
În cazul aliajului T — A4M, creşterea temperaturii de recoacere se manifestă în mod similar, ameliorarea proprietăţilor fiind slabă pînă la temperatura de 850°C şi apreciabilă la 900°C, după cum se arată în tabela 3.

Spre deosebire de aliajul T — A6V, creşterea temperaturi de recoacere se traduce, îndeosebi la 900°C, printr-o creştere importantă a alungirii la rupere.

Tabela 3

Temperatura de recoacere, °C	Încercarea Pratt-Whittney		Încercări de tracţiune				
					δ		
	Sarcina, kgf/mm²	Durata de viaţă, h	σ_c, kgf/mm²	σ_r, kgf/mm²	$8{,}15\sqrt{s}$, %	$5{,}65\sqrt{s}$, %	ψ, %
750	114	2—12	102	106	8,8	12,8	45
800	114	2—4	104	109	9,6	13,9	44
850	114	0,5—23	110	119	9,6	13,9	42
900	124	$\geqslant 20$	102	109	12,4	17,2	44
	134	2/3—29	—	—	—	—	—

Această ameliorare a proprietăţilor mecanice este legată, din punct de vedere structural, de mărirea proporţiei şi mai ales de o nouă repartiţie a fazei β. După o recoacere la 750°C, aza β este în cantitate relativ mică, în particule globulizate distribuite la limitele fazei α. După recoacere la temperaturi mai mari, faza β creste cantitativ și ajunge să formeze o rețea continuă în jurul grăunților α. Noua repartiție constituie factorul principal al îmbunătățirii plasticității aliajelor T— A6V și T — A4M și corespunzător al rezultatelor încercării Pratt — Whitney.



F.g. 2

Durata de recoacere este un factor mai puțin important în procesul de ameliorare a proprietăților mecanice ale celor două aliaje.

În schimb, viteza de răcire, după recoacere, are o influență apreciabilă asupra proprietăților mecanice, după cum se arată în figura 2.

Viteza minimă de răcire pentru înregistrarea unei ameliorări însemnate a proprietăților de rupere întîrziată (Pratt-Whitney) este de 15°C/min. La o viteză de răcire de 30°C/min, sarcina de rupere întîrziată se ridică la 124 kgf/mm^2.

Rezultate bune se obțin și în cazul cînd răcirea se efectuează în apă.

CRONICĂ

Sesiunea științifică a cadrelor didactice din Institutul politehnic Brașov.

În ziua de 30 decembrie 1965, a avut loc sesiunea științifică a cadrelor didactice din Institutul politehnic Brașov, organizată sub formă de conferințe științifice, ținute pe grupe de catedre.

La conferința catedrelor Tehnologia metalelor și Utilaje tehnologice pentru prelucrarea la cald a metalelor, în prezența membrilor acestor catedre și a invitaților din uzine s-au expus rezultatele obținute de colectivele de cercetători.

Problemele abordate prezintă interes atît prin nivelul științific ridicat al tratării, cît și prin aplicabilitatea directă a soluțiilor găsite, prin care se aduce o contribuție la îmbunătățirea calității producției, la ridicarea productivității, la scăderea prețului de cost și la introducerea tehnicii noi în uzine.

Au fost prezentate următoarele comunicări :

,,Încercări de carbonitrurare a oțelurilor OLC 15, 13 CN 35, 20 MoC 12'' (P. Tudoran, I. Giacomelli, Victoria Fiteräu, S. Ionescu, Doina Costescu) ; ,,Calculul termodinamic al unui încălzitor cu flacără cu gaz metan și efectul încălzirii cu această instalație asupra oțelului Cr—Mo—V'' (G. Ionescu, D. Costescu, L. Scorobețiu) ; ,,Studiul construcției pieselor turnate prin metoda turnărilor de probă cu materiale ușor fuzibile (V. Vulcu, I. Bratu) ; ,,Tratamentul termic al fontei cu grafit nodular'' (I. Bratu) ; ,,Matrițarea oțelului lichid'' (A. Maniu, C. Wanyorek, V. Covacevici, G. Memet) ; ,,Forjarea pe ciocane a pieselor lungi cu flanșă refulată la mijlocul lungimii axei (M. Mureșan) ; ,,Influența tratamentului termic cu surse electrice de încălzire asupra sudurilor oțelurilor slab aliate executate la temperaturi negative'' (G. Ionescu, L. Scorobețiu, A. Constantinescu, Victoria Fiteräu) ; ,,Studiul îndesării formelor prin vibropresare'' (V. Vulcu, I. Cazacu, I. Moraru, E. Jakab) ; ,,Considerații asupra proprietăților amestecurilor de formare cu adaos de șlam de fier și influența lor asupra calității suprafeței pieselor turnate din oțel'' (V. Vulcu) ; ,,Curgerea metalului lichid pe suprafața formelor și influența intensității acesteia asupra calității pieselor turnate'' (V. Vulcu) ; ,,Calculul strict al necesarului de feroaliaje pentru nevoile aprovizionării determină intensificarea recuperării de elemente de aliere din deșeuri'' (C. Wanyorek) ; ,,Propuneri pentru un sistem de clasificare mai rațională a oțelurilor'' (C. Wanyorek) ; ,,Aplicații ale diagramelor termocinetice la tehnologia sudării electrice și a tăierii autogene a anexelor tehnologice ale pieselor turnate din oțel'' (C. Wanyorek).

Întrebările și discuțiile care au urmat fiecărei expuneri au contribuit în mod eficace la adîncirea semnificației comunicărilor.

Conf. ing. *C. Wanyorek*

Consfătuirea tehnico-științifică în probleme de invenții a Oficiului de Stat pentru Invenții.

Cu prilejul împlinirii a 15 ani de la înființarea sa, Oficiul de Stat pentru Invenții a organizat, în zilele de 18 și 19 noiembrie 1965, a consfătuire tehnico-științifică în probleme de invenții.

La consfătuire au participat conducătorii Direcției Generale pentru Metrologie, Standarde și Invenții, ai Oficiului de Stat pentru Invenții, reprezentanți ai ministerelor, institutelor de cercetări și proiectări, ai combinatelor, uzinelor, întreprinderilor și fabricilor, cadre didactice din învățămîntul superior, laureați ai premiului de Stat, inventatori și inovatori din capitală și din țară.

Lucrările consfătuirii s-au desfășurat pe secții, concomitent în trei săli, în ședințe de dimineață și de după amiază.

Din cele 55 referate prezentate, zece au tratat probleme cu caracter general, privind dezvoltarea invențiilor în țara noastră, iar 45, probleme pe specialități.

În cadrul ședinței plenare de deschidere, s-au expus referatele :

— ,,Invențiile și inovațiile în Republica Socialistă România'' (Dr. B. Ambruș) ;

— ,,Contribuția invențiilor românești la progresul general al tehnicii'' (ing. Lucian Marinete și ing. Ion Iacovachi) ;

— ,,Procesul de examinare al invențiilor'' (ing. Eugen Pau) ;

— ,,Dreptul la posesiune anterioară personală a invenției în raport cu dreptul de inventator în Republica Socialistă România'' (Vasile Iancu) ;

— ,,Documentarea din brevete, o problemă importantă în atenția oficiilor de invenții și a industriei'' (ing. Alexandru Bădărău) ;

— ,,Asupra posibilităților de automatizare a documentării din brevete, cu cartele perforate'' (inf. C. Negoiță) ;

— ,,Oponențe și contraargumentări la brevetarea în străinătate a unei invenții românești'' (ing. Claudiu Mătasă) ;

— ,,Literatura de brevete și căile de valorificare a ei'' (ing. Eugen Vrabie) ;

— ,,Comercializarea invențiilor românești'' (ing. Mihail Livescu).

În cadrul consfătuirilor pe secții de specialitate, lucrările prezentate au cuprins două categorii de referate : invenții românești actuale ; progresele reflectate în literatura de brevete.

Din invențiile românești actuale, prezentate în cadrul secției metalurgie, se citează :

„Procedeu și sistem automat de conducere a producției și de comandă a agregatelor unei linii de laminare și ajustare a tablelor groase'' (ing. D. Damsker, ing. V. Aldea și ing. T. Garabet).

Procedeul constă în simularea, pe cale electronică, a întregului laminor, care asigură conducerea automată a producției laminoarelor de tablă groasă la Combinatul siderurgic „Gh. Gheorghiu-Dej'' din Galați. Mișcarea laminatelor în fluxul utilajului tehnologic este urmărită prin mișcarea unui cod în modelul electronic al laminatului. Pentru acest procedeu au fost date două soluții ce fac obiectul a două invenții, și anume: una privind realizarea unui model electronic prin module cablate cu mișcarea sincronizată între laminat și cod, iar alta privind folosirea unui calculator electronic și modul cum prin programare se poate constitui un model matematic în care mișcarea codului este asincronă față de laminat.

Se arată efectele totale înnoitoare pe care invenția le are asupra tehnologiei de exploatare a laminorului. Conducerea laminorului este centralizată și automatizată complet în ce privește repartiția instrucțiunilor de lucru, comanda după program a laminării și ajustării și parțial automatizată comanda agregatelor. În final, se arată efectele tehnice, economice, calitative și sociale ale invenției.

„Metode de măsurare a temperaturii băii de metal lichid la cuptoarele de elaborare a oțelului'' (ing. Vasile Dobre).

S-au expus o serie de metode moderne de măsurare a temperaturii băii de metal lichid la cuptoarele de elaborare a oțelului atît cele aplicate la cuptoarele Martin, cît și cele aplicate la convertizoare.

Din bogata literatură de brevete, extrasele prezentate se referă în final la materialele utilizate în construcția termocuplurilor.

Referatul „Reducerea directă a minereurilor de fier reflectată în brevete'' (ing. D. Zichișanu) arată că tendința de a micșora sau de a suprima consumul de cocs, obligatoriu la tratarea minereurilor în furnal, a dus la multiple variante de valorificare a principiilor pe care se bazează procesele de reducere ce au loc în cuva furnalului. Ținînd seamă de aceasta, pînă în prezent au fost acordate peste 1 000 brevete, în legătură cu preocuparea referitoare la reducerea oxizilor de fier în fază solidă.

Brevetele existente rezolvă reducerea directă a minereurilor de fier cu obținerea unui fier spongios carburat sau nu, sau cu obținerea metalului în stare topită, cu grad de carburare variat, de la fontă la oțel de construcții. De la brevet la brevet, care marchează evoluția în timp a soluțiilor, rezolvarea este axată pe caracteristicile minereului (natură, compoziție și stare de fragmentare) sau pe particularitățile constructive și funcționale ale instalației în care se efectuează reducerea. Noutatea altor brevete se axează pe agentul reductor și sursa de obținere a acestuia sau, în sfîrșit, pe modul cum este utilizat agentul reductor.

În final, au avut loc discuții pe marginea referatelor prezentate la consfătuire.

Astfel, s-a apreciat, în special, „tezaurul'' existent la biblioteca tehnică a O.S.I., ce face obiectul celor 2 358 369 brevete din 18 țări, care reprezintă tot ceea ce este mai nou în tehnica mondială și apare abia după 1—3 ani sub formă de publicații în revistele de specialitate. Folosirea acestei literaturi ca material documentar — în special de către cercetători și proiectanți — a dus în multe cazuri la găsirea directă a soluțiilor cuprinse în planurile tehnice de cercetare sau proiectare ale institutelor. Colecția de brevete, unică pe țară, este de o mare valoare tehnică, îmbogățindu-se anual cu circa 200 000 brevete.

De asemenea, s-a apreciat activitatea rodnică a O.S.I., timp de un deceniu și jumătate, care datorită muncii examinatorilor a dus la realizările de pînă acum, caracterizînd 1 356 invenții românești. S-a arătat că totuși acest număr putea fi mai mare, în raport cu ritmul impetuos de creștere a industriei noastre naționale. S-a pus accentul pe aportul deosebit — sub conducerea organelor de partid — adus de organele sindicale și cele de invenții și inovații din ministere și instituții centrale, în decursul celor 15 ani de existență a mișcării de invenții și inovații.

Un eveniment de seamă îl marchează reapariția, în anul 1966, după 11 ani de întrerupere, a revistei „Invenții și inovații''.

Din discuții a reieșit interesul deosebit pentru referatele expuse și nivelul ridicat al consfătuirii, care a avut darul de a îmbogăți substanțial cunoștințele participanților, atingîndu-și din plin scopul și contribuind astfel la îmbunătățirea activității de viitor.

Ing. *M. Vrînceanu*

RECENZII

M. Murguleț, Gr. Murguleț și S. Oprea. **Cuptoare metalurgice (Cuptoare de încălzire).** Manual pentru școli tehnice și tehnice de maiștri. București, Editura didactică și pedagogică, 1964, 326 pag.

Manualul apărut în Editura didactică și pedagogică se referă la descrierea, calculul, construcția și exploatarea cuptoarelor metalurgice pentru deformații plastice și tratamente termice. După cum este cunoscut, primele servesc la încălzirea metalelor pînă la o temperatură care le face susceptibile de a fi deformate prin laminare sau forjare, iar celelalte servesc pentru încălzire în vederea obținerii unor caracteristici mecanice îmbunătățite ale materialului.

Într-o formă accesibilă, pe baza unei îndelungate experiențe practice și a unei documentări bogate, autorii reușesc să trateze, într-un volum relativ redus de pagini, principalele probleme referitoare la cuptoarele de încălzire. Manualul cuprinde 19 capitole, în care se prezintă gradat, clar și concis, tipurile de cuptoare, dimensionarea lor, construcția și exploatarea acestora.

După o scurtă introducere în capitolul I, în capitolul II se prezintă combustibilii folosiți la cuptoare, clasificarea lor, compoziția chimică, caracteristicile principale, puterea calorică și amestecurile de combustibili.

În capitolul III se tratează amplu arderea combustibililor. Se dau definițiile unor parametri, ca: inflamabilitatea, viteza de ardere, temperatura de ardere. Calculul arderii este expus pe larg și cuprinde determinarea aerului de ardere necesar, a gazelor rezultate din ardere, precum și arderea incompletă a combustibililor.

Materialul este însoțit de diagrame și tabele utile care simplifică și ușurează calculul.

În capitolul IV se prezintă transmiterea de căldură în cuptoare. Separat sînt expuse conductibilitatea în regim staționar și nestaționar, convecția, radiația între suprafețele corpurilor solide, radiația gazelor, transmiterea de căldură între două fluide despărțite printr-un perete. Se dau cele mai reprezentative relații pentru calculul unor coeficienți de transmitere de căldură, o serie de parametri fizici, precum și un număr mare de exemple bine alese, cu date întîlnite în practică.

Capitolul V se ocupă cu mișcarea gazelor în cuptoare. Se tratează curgerea fluidelor compresibile și incompresibile, printr-un orificiu, dimensionarea canalelor de fum și a conductelor, pierderile de presiune, tirajul natural și artificial, modelarea. Formulele date sînt însoțite de exemple clasice. De asemenea, recircularea gazelor este expusă determinîndu-se o relație pentru stabilirea volumului necesar de recirculant.

Încălzirea metalelor se tratează în capitolul VI, care cuprinde noțiunile necesare, încălzirea pieselor groase și subțiri, precum și o serie de exemple deosebit de utile. Un subcapitol se ocupă de protecția împotriva coroziunii.

În capitolul VII se prezintă determinarea consumului de căldură în cuptoare. Pe baza bilanțului termic expus amănunțit se ajunge la o relație pentru calculul consumului de combustibil. Se discută apoi economia de combustibil ce se poate obține prin preîncălzirea aerului. Exemplele date, referitoare la consumul de combustibil și la economii de combustibil, sînt deosebit de instructive.

În capitolele VIII—IX se tratează materialele folosite la construcția cuptoarelor și elementele de construcție ale cuptoarelor. Se face o clasificare a materialelor, indicîndu-se proprietățile acestora și domeniile de utilizare. Se indică construcția elementelor principale, asamblarea și amplasarea lor, instalațiile de ardere pentru combustibilii solizi, lichizi și gazoși. Calcule se dau pentru injectoarele de păcură. Instalațiile de recuperare a căldurii (recuperatoarele și regeneratoarele) sînt descrise arătîndu-se funcționarea lor, locul de utilizare, precum și unele date practice.

Capitolele XI—XII ,,Cuptoare de combustie și electrice'' reprezintă o parte importantă din lucrare. În aceste capitole se face clasificarea, se descrie funcționarea lor, se prezintă domeniul de utilizare, precum și dimensionarea spațiului de lucru. Se dau în plus și unii parametri caracteristici, ca : productivitatea, capacitatea, performanța.

În capitolul XIII se descriu instalațiile pentru tratamente termice la temperaturi joase și se dau scheme de astfel de instalații.

În capitolele XIV și XV se descrie în ce constă controlul funcționării cuptoarelor și unele elemente de reglare automată. Sînt tratate, de asemenea, aparatele pentru măsurarea temperaturii.

Capitolul XVI se ocupă de instalațiile pentru producerea atmosferelor de protecție împotriva oxidării în timpul încălzirii, ca : atmosfere cu H_2-N_2 ; Co-CO_2-N_2 și Co-CO_2-H_2-N_2.

În capitolele XVII și XVIII se dau noțiuni asupra amplasării cuptoarelor, asupra punerii lor în funcțiune, exploatării și întreținerii.

Manualul se termină cu tehnica securității muncii în cuptoarele de încălzire.

Lucrarea recenzată este deosebit de valoroasă prin conținutul său, prin exemplele practice și reprezentative ce se dau și prin faptul că se tratează atît problemele curente, cît și cele moderne. Valoarea lucrării crește și prin faptul că în ea sînt cuprinși o serie de parametri deosebit de utili, precum și date practice ce se folosesc în proiectare, dimensionare, verificare și exploatare.

Deși lucrarea se adresează în primul rînd elevilor școlilor tehnice de maiștri, ea poate fi tot atît de bine folosită și de inginerii, tehnicienii și maiștrii de specialitate.

Continuarea, în ritm susținut, a industrializării socialiste, a introducerii progresului tehnic pe scară largă și rapidă, reclamă un număr din ce în ce mai mare de cadre de specialitate, bine pregătite, care să corespundă cerințelor construcției și exploatării agregatelor moderne. În acest sens, manualul recenzat dă posibilitatea celor ce se pregătesc și celor care-și completează cunoștințele să aibă la dispoziție un manual cu un conținut bogat, cu exemple de calcul reale, legate de uzinele noastre, cu relații și date practice deosebit de utile și indispensabile.

Întrucît manualul recenzat s-a epuizat, ținînd seamă de scopul pentru care a fost elaborat, consider ca deosebit de necesară reeditarea lui.

Conf. ing. *M. Ghiliceanu*

Studii și cercetări de metalurgie, vol. 10, nr. 2, 1965

Revista ,,Studii și cercetări de metalurgie'' nr. 2/1965, apărută în editura Academiei Republicii Socialiste România, publică articole din următoarele domenii : Prepararea minereurilor și materiale auxiliare ; Metalurgia extractivă ; Metalurgia fizică ; Încercări de materiale metalice ; Procese metalurgice ale sudării.

Din primul domeniu face parte lucrarea ,,Absorbția aurocianurii din soluțiile industriale, de către anioniți, efectuată în scopul determinării posibilităților absorbției aurului de către schimbătorii de ioni, din soluțiile industriale de cianură''. Autorul, S. A. Tătaru, prezintă rezultatele obținute pentru diferiți schimbători de ioni, precum și studiul absorbției, în condiții statice și dinamice, pe anionitul AV-17, puternic alcalin pe bază de polistirol și divinilbenzol, încărcat inițial în forma $Cl^{=}$.

În același domeniu, M. Badea în ,,Contribuții la studiul procesului de preparare a nisipurilor cuarțoase prin metoda abraziunii'' tratează îmbunătățirea calității nisipurilor cuarțoase (reducerea conținutului de Fe_2O_3) prin metoda abraziunii, atunci cînd oxizii de fier se prezintă sub formă de peliculă care îmbracă parțial sau total granulele de cuarț. S-au efectuat experimentări cu nisipul de Vălenii de Munte cu un conținut de 0,512% Fe_2O_3, folosind un nou aparat de abraziune, construit după concepție proprie. Se analizează teoretic și experimental influența — în procesul de abraziune — a factorilor fizici (intensitatea agitării, timpul de agitare și densitatea tulburelii) și mai cu seamă influența factorilor fizico-chimici, prin introducerea în tulbureală a unor substanțe tensoactive care, mărind energia de activare a granulelor de cuarț, ușurează îndepărtarea peliculei de Fe_2O_3.

În domeniul ,,Metalurgie extractivă'', E. Pincovschi publică articolul ,,Determinarea evoluției fazelor solide în procesul oxidării sulfurilor metalelor grele'' în care studiază evoluția fazelor solide în procesul oxidării sulfurilor, folosind o metodă care permite determinarea cantitativă și continuă a fazelor solide. Metoda constă în înregistrarea concomitentă și continuă a variației în timp a greutății fazei solide și a volumului fazei gazoase. Pe baza datelor astfel obținute se stabilesc ecuații simple care permit reprezentarea diagramelor fizice pe care se poate citi compoziția fazică în orice moment al desfășurării procesului și contribuie, în acest fel, la lămurirea mecanismului procesului de oxidare a sulfurilor și la stabilirea condițiilor practice de lucru. Experimentările s-au efectuat cu cîteva din sulfurile naturale care intră în compoziția concentratelor polimetalifere piritoase.

În același domeniu, lucrarea ,,Considerații asupra oxidabilității figurilor din cuptoarele Martin bazice'' tratează oxidabilitatea zgurelor pe baza activității oxidului feros. Încercările efectuate au confirmat posibilitatea obținerii, cu ajutorul zgurelor, a unor viteze de decarburare mai mari de 0,60% C/h. Reprezentînd zgurele într-o diagramă cvasiternară $SiO_2 + Al_2O_3 + P_2O_5 - CaO + MgO - FeO_t + MnO$, autorul V. Olteanu pune în evidență natura și modul lor de formare. În vederea obținerii unei viteze de decarburare mari, în faza inițială, și mai reduse, în faza finală a afinării, precum și pentru a micșora pericolul unei reoxidări a oțelului de către zgură în oala de turnare, se preconizează saturarea acesteia în faza finală a elaborării.

Studiile de ,,Metalurgie fizică'' cuprind lucrarea ,,Influența numărului de treceri la laminare asupra rezistenței, plasticității, microstructurii și structurii cristaline fine ale oțelurilor silicioase supuse tratamentului termomecanic la temperaturi superioare (T.T.M.T.S.)''. Autorul, N. Sassu stabilește că, prin creșterea numărului de treceri la laminare — la aceeași valoare a gradului de deformare ca și în cazul unei deformări realizate într-o singură trecere —, caracteristicile de rezistență cresc în mod considerabil prin menținerea unei plasticități satisfăcătoare. Analiza metalografică a oțelului a arătat că, prin creșterea numărului de treceri la laminare, mărimea grăunților de austenită se micșorează în mod treptat. Cercetînd structura cristalină a rezultat că mărind numărul de treceri la laminare, cu aplicarea acestei metode de tratament termomecanic, valoarea domeniului coerent de dispersie și microtensiunile se micșorează, iar densitatea defectelor rețelei cristaline crește. S-a stabilit ,,reversibilitatea'' T.T.M.T.S. care deschide mari perspective aplicării în producție a acestei noi metode de tratament.

În domeniul ,,Încercări de materiale metalice'', S. D. Ponomarev semnează lucrarea ,,Probleme actuale de calcul ale arcurilor elicoidale de întindere-compresiune". Autorul dovedește experimental că secțiunile transversale ale spirelor arcurilor elicoidale — contrar afirmațiilor din numeroase manuale — nu suferă o răsucire relativă. Calculul se poate face corect și relativ simplu considerînd arcul ca o bară curbă în spațiu a cărei axă rămîne elicoidală, modificîndu-se doar unghiul de pantă. Se arată că, în scopul reducerii greutății proprii a arcurilor de dimensiuni mari, spirele pot fi luate de secțiunea inelară, calculul lor făcîndu-se pe baza formulelor răsucirii tuburilor cu pereți subțiri. De asemenea, este prezentată rezolvarea problemei calculului arcurilor din bandă de oțel, la care înălțimea secțiunii spirei este mult mai mare decît grosimea.

În lucrarea „Considerații asupra reproducerii scării de duritate Brinell", autorii — M. Rațiu și V. Lambert — prezintă aparatul-etalon realizat la secția de forțe și durități din Timișoara a Institutului de metrologie. Noul aparat-etalon, de construcție originală, folosește aplicarea directă și axială a sarcinii și ciclul de încercare complet automatizat. Măsurările de duritate au arătat diferențe față de etalonările executate cu un alt aparat-etalon ; se consideră că aceste diferențe se datoresc lipsei actualei reglementări internaționale în fixarea univocă a condițiilor de încercare și de măsurare a urmelor de duritate.

Lucrarea „O contribuție la studiul influenței cuprului asupra caracteristicilor mecanice ale oțelului OLC 35" prezintă rezultatele încercărilor de întindere, reziliență, duritate și rezistență la uzură, efectuate pe epruvete executate din 15 șarje de oțel OLC 35 cu conținuturi între 0,1 și 1,2% Cu. Autorul E. Iovițiu remarcă influența favorabilă a conținutului de cupru asupra rezistențelor la curgere, rupere, oboseală, încovoiere rotativă, a rezilienței în direcția longitudinală și transversală și asupra rezistenței relative la uzură.

A. Constantinescu și N. Lașcu-Simion, în lucrarea „Cercetări privind fragilitatea de fluaj a două oțeluri termostabile aliate cu crom" examinează posibilitatea de a spori capacitatea de rezistență la fluaj a oțelurilor, printr-un tratament de îmbunătățire adecvat, atunci cînd acestea nu prezintă pericolul fragilizării la fluaj. Studiul s-a efectuat pe două oțeluri Cr-Mo : unul din clasa ferito-perlitică și altul din clasa martensito-feritică ; primul dintre aceste oțeluri a fost austenitizat la 975°C/2h, răcit în aer și revenit 3 h la 650°C, iar al doilea, călit prin încălzire la 1 150°C/2h și revenit timp de 5 h la 670°C. În această stare s-a studiat rezistența de rupere la fluaj a acestor două oțeluri, comparativ pe epruvete netede și crestate, punîndu-se în evidență faptul că cele două oțeluri nu au tendință de fragilizare la fluaj.

În domeniul „Procese metalurgice ale sudării", acad. I.Čabelka și C. Million publică articolul „Contribuții la cunoașterea cauzelor fisurării încetinite în zona de transformare a îmbinărilor sudate ale oțelurilor de înaltă rezistență". Autorii prezintă rezultatele unor cercetări asupra fenomenului formării fisurilor încetinite în cusături sudate pe oțel carbon cu 0,45% C, clasificîndu-se oțelurile după locul apariției și orientarea fisurilor ; se scoate în evidență rolul hidrogenului asupra acestui fenomen.

Koutsky Yaroslav și Pilorcs Vaclav prezintă lucrarea „Sudabilitatea metalurgică a oțelurilor cu 12% Cr (modificate) și a celor cu 13% Cr (clasice), în stare turnată". Se tratează un procedeu optim de sudare a pieselor turnate din oțel cu 12% Cr, aplicat la uzinele „V. I. Lenin" din Plzeň. Pe baza studiului efectuat se deduce că oțelurile cu 13% Cr (clasice) și cele cu 12% Cr (modificate) se pot suda în condiții bune, după un tratament termic, respectiv în stare îmbunătățită. Se recomandă folosirea electrozilor cu o compoziție chimică asemănătoare materialului de bază, adică E 558 destinat pentru îmbinările sudate ale oțelurilor cu crom, rezistente la coroziune și temperatură înaltă, eventual pentru încărcări dure.

Din același domeniu face parte și lucrarea „Contribuție la studiul distrugerii prin cavitație a unor oțeluri obținute prin aliere în arcul electric" de M. Hulescu, A. Vas, L. Lipovan și F. Bör. Autorii urmăresc determinarea rezistenței față de distrugerea prin cavitație a unor oțeluri cu crom, mangan și crom-mangan, încărcate prin sudare, și compararea lor cu rezistența față de distrugerea prin cavitație a oțelului inoxidabil folosit în prezent la noi în țară pentru turnarea paleților unor turbine hidraulice. Pentru rezolvarea problemei s-a recurs la alierea oțelului moale în arcul electric, folosind fluxuri ceramice. Luîndu-se ca bază de comparație un oțel în stare turnată, se constată că metalele depuse prin sudare au rezistență la cavitație mai bună, mai ales în cazul oțelului crom-mangan.

Revista „Studii și cercetări de metalurgie", nr. 2, din 1965, mai cuprinde și recenziile a trei lucrări din literatura tehnică universală, recent apărute.

Ing. *M. Solacolu*

I. PŘIBÝL. **Technologie Slévárenstvi, dil. I** (Tehnologia Turnării, vol. I). Ostrava, E.S.V.Š.B., 1964, 332 pag.

Lucrarea Tehnologia turnării vol. I, apărută în Editura didactică a Școlii superioare de mine din Ostrava, este rodul unei îndelungate activități practice, didactice și științifice a cunoscutului specialist în domeniul turnării metalelor din R.S.C.S., prof. dr. ing. Iosif Přibýl, șeful catedrei de Turnătorie de la Facultatea de metalurgie a Școlii superioare de mine din Ostrava.

Prin conținutul ei, lucrarea răspunde unei serii întregi de probleme ce se ridică azi în practica turnătoriei. Problemele tratate sînt atît din domeniul turnării pieselor mici și mijlocii, unde mecanizarea și automatizarea proceselor tehnologice au loc într-un ritm susținut, cît și din domeniul turnării pieselor mari sau foarte mari, unde predomină încă munca manuală.

Prima parte a lucrării tratează elementele de bază ale executării formei, utilajul tehnologic de bază și ajutător. În continuare sînt tratate procedeele tehnologice de executare manuală a formelor, cu ajutorul modelelor în rame de formare și în solul turnătoriei, în forme crude și forme uscate, în amestecuri pe bază de Na_2SiO_3, întărite cu CO_2 etc. Sînt descrise, de asemenea, și procedeele de execuție a formelor cu ajutorul șablonului, cu modele schelet, formarea în mai multe rame, precum și alte procedee specifice turnării unor piese speciale.

Cea de-a doua parte a lucrării se ocupă cu descrierea materialelor brute de formare, a amestecurilor de formare și de miez, încercările mecanice și tehnologice ale acestora și domeniul lor de utilizare. Lianții pentru amestecuri de formare și de miez, materialele auxiliare pentru amestecuri de formare, precum și recircularea și regenerarea după dezbatere ocupă un spațiu corespunzător importanței lor pentru practică. Tot în acest capitol sînt tratate vopselele pentru forme și miezuri și în special vopselele fără apă, utilizate în cazul turnării în forme crude.

Capitolul al III-lea, în întregime, se ocupă de construcția modelelor. Aici sînt tratate atît materialele utilizate în construcția de modele, ca : lemn și diverse aliaje metalice, precum și diverse materiale sintetice, ca : rășini epoxidice, P.V.C. etc.

De executarea mecanică a formelor și miezurilor se ocupă capitolele al IV-lea și al V-lea ale lucrării, unde sînt expuse și analizate pe larg posibilitățile ce le oferă astăzi mecanizarea în acest domeniu, precum și explicarea avantajelor în cazul utilizării lor în practică.

Uscarea formelor și miezurilor, asamblarea, turnarea și răcirea pieselor în formă sînt tratate în capitolul al VI-lea.

Prin modul de prezentare grafică, de tratare originală a multor probleme, de extindere a diverselor părți corespunzătoare importanței lor pentru practică, lucrarea Tehnologia turnării răspunde în întregime cerințelor și necesităților ridicate astăzi de practica turnării metalelor.

Cartea se adresează atît inginerilor din secțiile de turnătorie sau celor ce se ocupă cu proiectarea proceselor tehnologice de turnare, cît și studenților care se pregătesc pentru acest domeniu al industriei.

Conf. dr. ing. *V. Vulcu*

IU. E. NEBOGATOV și V. I. TAMAROVSCHI. **Speţialinîe vidî litia** (Metode speciale de turnare). Moscova, Editura Mașinostroenie, 1965, 160 pag., 99 fig.

Tendința actuală de extindere a proceselor speciale de formare și turnare explică în bună măsură preocuparea pentru publicarea unor lucrări care să prezinte principiile de bază ale acestora și perfecționările recent aduse. Lucrarea de față urmărește tocmai acest lucru, fiind scrisă la un nivel accesibil cercului larg de cititori.

Se tratează rînd pe rînd, fiecăreia acordîndu-i-se un capitol, următoarele probleme : ,,Turnarea în forme cu modele ușor fuzibile'', ,,Turnarea în forme ceramice'', ,,Turnarea în forme-coji'', ,,Turnarea în cochilii'', ,,Turnarea sub presiune'', ,,Turnarea centrifugă'' și ,,Turnarea continuă, prin refulare și aspirație''.

Pentru stabilirea corectă a locului pe care-l ocupă fiecare procedeu special de turnare în parte, autorii au întocmit un tabel centralizator cu caracteristicile tuturor procedeelor, analizîndu-se, printre altele, caracteristicile pieselor, indicatorii tehnico-economici obținuți, procentele de rebut maxime și seria la care procedeul devine rentabil.

Deși mult prea simplist, procedeul de turnare cu modele ușor fuzibile este corect descris ; utilajele folosite într-o asemenea secție sînt în întregime prezentate. Nu se dau de loc indicații privind operația de calcinare a crustelor refractare, deși se cunoaște importanța ei în ansamblul realizării unor forme de calitate. Deși turnarea în forme ceramice nu este extinsă în industrie, totuși cele numai cîteva considerații din lucrare nu vin să întregească avantajele pe care le prezintă o asemenea metodă de formare-turnare.

Peste nivelul acestor capitole se situează acela privind tehnologia obținerii formelor-coji, problema fiind abordată atît din punct de vedere al tehnologiei, cît și al utilajelor. Similar este descrisă și turnarea sub presiune.

S-ar fi impus ca cel puțin pentru aceste metode de formare să se dea și unele indicații privind stabilirea procesului tehnologic al unor piese caracteristice.

În privința turnării pieselor în cochilii, trebuie să relevăm ca un merit al autorilor faptul că se indică unele posibilități de mecanizare în sectorul matrițelor de serie mică.

Numai principial sînt prezentate turnarea continuă, prin refulare și aspirație.

Trecînd peste aceste defecțiuni de ordinul selecționării materialului, al gradării lui, precum și de omitere a unor noțiuni apreciate de noi strict necesare, lucrarea inginerilor Iu. E. Nebogatov și V. I. Tamarovschi rămîne ca o încercare de descriere a acestor tehnologii, ea putînd servi mai ales muncitorilor turnători din secțiile care nu lucrează după aceste procedee.

Ing. *Const. Gh. Rădulescu*

Congresul internațional de siderurgie. Automatizare I (Journées internationales de sidérurgie. Automatisme I). Liège, Centre National de Recherches Métallurgiques, 1965, 334 pag.

Volumul cuprinde 22 de comunicări prezentate în cadrul Congresului internațional ținut între 29 martie și 3 aprilie 1965 la Amsterdam și Düsseldorf, pe tema automatizării uzinelor siderurgice. Comunicările publicate în acest volum — ca și intervențiile pe marginea lor — se referă la automatizarea fabricilor de aglomerare, a furnalelor și a oțelăriilor cu convertizoare cu oxigen, urmînd ca problemele specifice laminoarelor să fie tratate în alt volum care nu a ieșit încă de sub tipar.

Dintre comunicările din domeniul aglomerării minereurilor relevăm ca deosebit de interesantă aceea a specialistului japonez K. Tsujihata, care prezintă un dispozitiv pentru automatizarea completă a fabricii de aglomerare de la uzinele Tobata (Japonia). Dispozitivul asigură reglarea unui mare număr de parametri ai procesului, precum : grosimea stratului de amestec ; viteza benzii de aglomerare și a răcitorului ; nivelele extremale în pîlnia de încărcare și în pîlnia tampon ; debitul de apă etc. Funcționarea dispozitivului se bazează pe relația stabilită între temperatura și debitul gazelor arse și viteza tamburului de alimentare, precum și pe relația dintre viteza benzii și grosimea stratului de aglomerat.

Instalațiile de automatizare zonală a procesului de aglomerare fac obiectul altor comunicări. De semnalat este faptul că s-au obținut rezultate favorabile la determinarea compoziției chimice a amestecului cu ajutorul unui analizor continuu cu raze X, ceea ce a permis — în fază experimentală — reducerea variațiilor indicelui de bazicitate a aglomeratului și deci îmbunătățirea calitativă a acestuia.

Încercările întreprinse în ultimii ani, de automatizare complexă a funcționării furnalelor, sînt oglindite în cele patru comunicări, avînd ca obiect modelarea matematică a proceselor din furnal. Astfel, cercetătorii L. von Bogdandy și K. Wartmann prezintă, sub formă grafică, rezultatele obținute prin studiul matematic al reducerii minereului în contracurent în vederea stabilirii modelului matematic al furnalului.

G. A. Flierman și J. M. von Langen calculează — cu ajutorul modelului stabilit — influența exercitată asupra consumului de cocs de variabile, ca : reductibilitatea aglomeratului, reactivitatea cocsului, umiditatea și temperatura vîntului, gradul de producere a șarjei etc.

H. Beer, L. Diefenbach și K. Hedden descriu un model matematic de furnal care exprimă, printr-un sistem de ecuații diferențiale, procesul chimic și fizic din furnal ; rezolvarea acestui sistem de ecuații, cu ajutorul unui calculator electronic, permite să se prevadă comportarea furnalului.

Rezultatele experimentale și semiindustriale, obținute la automatizarea complexă a furnalelor cu ajutorul calculatoarelor electronice, fac obiectul unor comunicări de un interes deosebit. Astfel, K. Katsura și T. Yamamoto prezintă încercările efectuate la furnalul 5 de la uzina Misua (Japonia) unde s-a reușit să se regleze regimul termic din creuzet luînd ca termen de referință cantitatea de siliciu din fontă, compoziția gazului de furnal și alți parametri. Rezultatele obținute dovedesc posibilitatea stabilizării mersului furnalului.

Alte comunicări tratează rezultatele încercărilor de automatizare complexă la furnalele din Belgia, Franța și Italia.

Progresele recente înregistrate de automatizarea oțelăriilor cu convertizoare cu insulfare de oxigen sînt tratate de opt comunicări.

Astfel, H. W. Meyer, M. M. Fischer și W. F. Porter prezintă instalația de control automat de la oțelăria Cleveland (S.U.A.) unde cu ajutorul calculatoarelor și pe baza unui model matematic se calculează componenții șarjei și condițiile de elaborare astfel încît să se ajungă la conținutul dorit de carbon cu o eroare sub 0,01 % (la un conținut de carbon de 0,06—0,12 %).

Deși automatizarea complexă a convertizoarelor cu oxigen întîmpină greutăți — între altele din cauză că timpul de răspuns al aparatelor de analiză a compoziției gazelor este încă prea lung — se prevede, în cadrul aplicațiilor industriale de viitor, reducerea numărului șarjelor prea reci sau cu carbon excesiv.

Comunicarea specialiștilor japonezi K. Katsura și K. Saito prezintă experiența obținută, în ultimii ani, de uzinele japoneze în conducerea convertizoarelor L. D., cu ajutorul calculatoarelor. Atît conținutul final de carbon și fosfor, cît și temperatura finală sînt controlate prin debitul de oxigen insuflat, de calcar și de minereu. Pe baza datelor proprii fiecărei șarje, calculatorul furnizează operatorului instrucțiuni de conducere a elaborării, astfel încît să se atingă conținutul de carbon și temperatura finală dorită.

Publicarea lucrărilor Congresului internațional de siderurgie de la Amsterdam și Düsseldorf, la care au participat 1 300 de delegați din 27 de țări, pune la dispoziție un material documentar deosebit de valoros privind ultimele realizări și perspectivele de viitor în domeniul automatizării agregatelor siderurgice.

Ing. *Ș. Orăscu*

REVISTA REVISTELOR

Stahl und Eisen nr. 22, 1965 : Proiectarea unei instalații de transbordare și de peletizare, utilizabilă pentru oțelăriile Comunității Europene ; Dezvoltări noi privind producerea buretelui de fier în cuptorul rotativ ; Procedeu nou de lucru în cuptorul Martin prin utilizarea arzătoarelor păcură-oxigen ; Ameliorarea productivității și economiei cuptorului Martin basculant transformat pentru încălzire cu păcură, cu sau fără adaos de oxigen ; Stadiul dezvoltării laminoarelor la cald reversibile comandate prin program ; Determinarea prin metode statistice a productivității și a costurilor la mașinile de șlefuit țagle ; Utilizarea gazelor lichefiate în siderurgie : I. Adaptarea unei uzine integrate pentru utilizarea gazului lichefiat ; II. Adaptarea unei secții de prelucrare la cald pentru utilizarea gazului lichefiat ; III. Adaptarea unei oțelării, a unui laminor de table la cald și a unei turnătorii pentru utilizarea gazului lichefiat ; Compararea laminării planetare după procedeul Sendzimir și Platzer ; Stadiul și tendința de dezvoltare a lucrărilor de întreținere în uzinele siderurgice ; Serviciul de întreținere ; Determinarea aluminiului și a combinațiilor sale în oțelurile nealiate ; Tratamentul termic al oțelurilor de construcții și al oțelurilor inoxidabile din căldura de laminare ; Relația între comportarea la precipitare și la coroziune a oțelurilor cu 17% Cr stabilizate cu niobiu ; Combinatul siderurgic USINOR din Dunquerque ; Măsurarea umidității cocsului în bulgări cu ajutorul neutronilor ; Experiențe cu dopuri de oală răcite cu apă ; Coș nou de răcire la convertizor, utilizat pentru producerea aburilor de joasă presiune ; Instalație continuă de recoacere comandată cu ajutorul calculatoarelor ; Influența conținutului de molibden asupra rezistenței la oboseală a oțelurilor termostabile slab aliate, utilizate de la 580 la 475°C.

nr. 23, 1965 : Despre estimarea variației în umiditate, în conținutul de cenușă și de sulf al cocsului pentru furnale ; Despre conducerea zgurei la fontele brute bogate în fosfor prelucrate prin procedeele de suflare cu oxigen ; Proiectarea și modul de funcționare a unui laminor universal de brame și a unui laminor de benzi late ; Problemele prevenirii impurificării atmosferei în S.U.A. ; Instalație pentru supravegherea și reglarea repartizării gazului în furnal ; Contribuții noi pentru determinarea conținutului de sulf în oțel și în aliajele de oțel.

nr. 25, 1965 : Adunarea generală a Asociației siderurgiștilor din R.F.G. (V.D.E.) din 18–19. XI. 1965 la Düsseldorf ; Din activitatea V.D.E. ; Aprovizionarea cu combustibil și energie a industriei siderurgice ; Stadiul actual al cunoștințelor despre uzinabilitatea oțelurilor ; Posibilitățile de măsurare pentru controlul formării zgurei în convertizorul cu oxigen ; Accidentele de muncă în industria siderurgică a R.F.G. în 1964 ; Dezvoltarea producției de oțel electric în S.U.A. ; Lărgirea fisurilor pe țevile cu diametre mari.

nr. 26, 1965 : Cercetarea condițiilor de fabricare a sîrmei de oțel zincate la cald, cu grosimea și aderența stratului de zinc cît mai ridicate ; Sistemul acid clorhidric—clorură de fier (II)—apă și comportarea benzilor laminate la cald la decaparea în asemenea soluții ; Experiențe privind îngroșarea, secarea și neutralizarea mîlului de decantare de la laminor ; Studiul deformărilor la laminarea la rece a benzilor ; Contribuție la istoria producției de table cositorite ; Dezvoltarea procedeului de afinare cu oxigen pur — LD ; Aluminarea oțelului ; Îmbunătățirea proprietăților mecanice ale tablelor zincate după procedeul Sendzimir ; Influența unor lubrifianți asupra forței de presare la extrudarea oțelului ; Muzeul german al sîrmelor de la castelul Altena-Westfalen.

Neue Hütte nr. 12, 1965 : Stadiul actual și posibilitățile de dezvoltare a producției de fontă și oțel în R.D.G. ; Optimizarea beneficiului maxim al unui sortiment din oțel laminat ; Reacția dintre fonta brută topită și zgura CaO-SiO_2-Al_2O_3, la o participare ridicată a reducerii „directe" ; Despre laminarea cu cilindri cu coroană de role la producerea țevilor fără sudură ; Încercări de utilizare a arsurilor de pirite în R.P.P. ; Influența unei deformări la rece asupra comportării la revenire a aliajelor Al-Zn-Mg ; Reziliența oțelului GS-X8CrNiV14.1, pentru elice de nave, în domenii climatice de temperatură ; Despre conținutul și repartiția sodiului în aliajele Al-Si ; Determinarea hidrogenului prin extracție cu recoacere în vid în oțelurile nealiate și aliate ; Academia de Mine din Freiberg și poziția ei în istoria germană ; Lubrifierea cu sticlă la extrudare ; Activarea mecanică și mecanochimia ; Stadiul actual și perspectiva tehnicii de finisare în industria de prelucrare din R.D.G. ; Deformare cu viteze ridicate ; Conferința internațională : „Automatizarea în siderurgie" ; Problema deformării la cald a oțelurilor bogat aliate.

Liteinoe proizvodstvo nr. 12, 1965 : Topirea fontei în cubiloul cu cocs și gaz natural ; Defosforarea și desulfurarea oțelului prin introducerea prafului de calcar cu ajutorul oxigenului ; Influența elementelor rare pămîntoase asupra proprietăților de turnare ale oțelului înalt aliat cu crom (21% Cr) ; Aliaje refractare fără nichel, pentru turnătorie ; A 20-a Conferință Unională de turnătorie ; Analiza construcției și funcționării mașinilor de turnare sub presiune ; Instalație cu multe poziții și programare pentru dozarea încărcăturii ; Analiza factorilor care influențează eficacitatea instalațiilor automate de sablare cu alice ; Răcirea după turnare și regimul de tratament termic al sabotelor din oțel ; Formarea crăpăturilor la cald în cilindrii din fontă cu crustă dură ; Influența compoziției chimice a fontei brute și a tratamentului ei inițial asupra formării crustelor la muchiile lingotierelor ; Reacția termică a piesei turnate cu forma metalică ; Proprietățile termofizice ale formelor coji obținute cu modele fuzibile ; Aderențele la piesele turnate centrifugal ; Conferința tehnico-științifică privind teoria și practica proceselor de turnare ; Turnarea la presiune joasă a pieselor din alamă cu siliciu ; Mecanizarea complexă a pregătirii și transportului nisipului cuarțos ; Instalație pentru transportul emulsiei de argilă și cărbune la amestecătoare ; Aparat pentru determinarea rezistenței amestecurilor crude la compresiune ; Îmbunătățirea tehnologiei de turnare în forme obținute cu modele fuzibile ; Instalație mecanizată de executare a formelor și miezurilor pentru lingotiere ; Turnarea semifabricatelor pentru palete de turbine hidraulice fără adaosuri de prelucrare mecanică ; Axe cu came turnate pentru motoare Diesel ; Încălzirea cu gaze a mașinilor pentru executarea formelor coji ; Simpozionul internațional privind micșorarea impurificării atmosferei din turnătorii.

Slévárenství nr. 12, 1965 : Turnarea centrifugală ; Metoda analizei dimensionale, aplicată în cazul măsurării temperaturii de turnare cu ajutorul pirometrului de imersie ; Colecție de procese tehnologice pentru confecționarea modelelor ; Cauzele apariției porozităților smalțului la piesele turnate din fontă ; Stabilirea timpului optim de menținere în formă după turnare, a pieselor grele din oțel ; Încălzirea maselotei cu arc electric ; Întărirea rășinilor epoxidice cu catalizatori, de tip B ; Caracterul uzurii și cauzele duratei reduse de funcționare între două reparații, la cuptoarele cu boltă ; Stabilirea rapidă a SiO_2 și Na_2O din silicatul de sodiu ; Elemente noi despre influența azotului asupra proprietăților fontei cenușii ; Utilizarea cuptorului cu inducție pentru prima topire sau topirea după sistemul duplex a aliajelor fieroase ; Posibilități de utilizare economică a rășinilor epoxidice.

nr. 1, 1966 : Turnătoriile din Cehoslovacia la 20 de ani după război ; Procesul tehnologic de executare a modelelor pentru o freză a unui excavator ; Experiența utilizării proceselor tehnologice standard la pregătirea fabricației într-o nouă turnătorie. Apariția retasurilor la piesele turnate din fontă cenușie ; Îmbunătățirea condițiilor de muncă într-o secție de curățare a pieselor turnate ; Amestecuri de formare cu conținut de derivați modificați ai amidonului ; Remedierea defectelor la piesele turnate din oțel manganos austenitic ; Rășini sintetice noi, utilizate la executarea miezurilor cu autoîntărire ; Procedeu nou de asigurare a formelor pentru turnare ;

instalație de turnare centrifugală a pieselor; Încercări de formare prin impușcare și presare; Corespondența dintre mărimea grăuntelui austenitic și viteza de descompunere a austenitei la oțelul cu 12% mangan; Vopsele pentru modele; Controlul timpului de amestecare la prepararea amestecului de model; Durata de utilizare a modelelor și cheltuielile de întreținere a lor; Higiena și protecția muncii în turnătoriile de precizie; Secțiunea canalelor de aerisire la formele (matrițele) destinate turnării sub presiune.

Giesserei nr. 25, 1965: Efectul chimic al mediului ambiant asupra oțelului lichid după evacuarea din cuptor din punct de vedere al formării suflurilor; Formarea suflurilor în piesele din oțel turnat, precum și conținutul de hidrogen și oxigen în oțelul lichid; Influența temperaturii de turnare și a condițiilor de alimentare asupra macrostructurii, proprietăților mecanice și a compactității bronzurilor.

nr. 26, 1965: Influența vitezei de întărire la amestecurile cu ciment; Calitatea nisipurilor și cimenturilor austriece pentru formare cu ciment cu adaos de liant organic; Sinteză anuală de literatură privind materialele refractare.

Hutnicke listý nr. 11, 1965: Prepararea buretelui de fier de înaltă calitate din concentratele de magnezită indigene; Observații critice asupra metodei de determinare a reactivității cocsului cu ajutorul CO_2; Influența conținutului de oxigen în baie asupra caracterului defectelor de turnare a oțelului necalmat; Analiza ciclului de laminare pe slebing; Cinetica desulfurării oțelurilor de transformator în timpul operației de recoacere; Influența condițiilor de încălzire în timpul recoacerii de recristalizare și a recoacerii intermediare asupra proprietăților de ambutisare adîncă a benzilor de oțel cu conținut redus de carbon; Recristalizarea oțelurilor cehoslovace selecționate; Leșierea sub presiune a minereurilor de mangan cu utilizarea piritei; Măsuri tehnico-economice pentru ridicarea productivității cuptoarelor Martin; Utilizarea stilometrului fotoelectric FES-1 la analiza metalelor.

nr. 12, 1965: Aglomerat bazic pe bază de minereu de KrivoiRog; Zgure de protecție la turnarea oțelului nealiat; Prelucrarea complexă și utilizarea zgurelor Martin; Calculul gradului de coroiaj la piesele forjate pe dorn; Deformația neuniformă a blocurilor laminate; Contribuții la problema calității acoperirilor cu staniu; Contribuții la recoacerea oțelului pentru rulmenți; Perfecționarea rafinării aluminiului; Problemele activității de normalizare în siderurgie; Determinarea fotometrică a plumbului în fontă.

Kuznecino - stampovocinoe proizvcdstvo nr. 11, 1965: Asupra metodelor de determinare experimentală a temperaturii sculelor pentru matrițarea la cald; Despre lipsurile GOST-ului 7062-54; Influența hidrogenului asupra izotropiei caracteristicilor mecanice ale pieselor forjate mari; Matrițarea fără bavură a danturii pinioanelor cilindrice cu dinți drepți; Retezarea prin forfecare; Reacția elastică a tablelor metalice la îndoirea în matrițe; Capacitatea oțelului pentru table, turnat continuu, la ambutisarea adîncă; Influența rigidității sistemului presă-matriță asupra umplerii cavității la matrițarea închisă; Măsurarea accelerațiilor la încercările mașinilor de forjare-presare; Mecanisme pentru acționarea meselor rotative ale preselor hidraulice; Indicatori de efort la presele cu manivelă; Instalație pentru îndoirea racordurilor din țevi cu pereți de egală rezistență; Tipizarea cuptoarelor cu flacără destinate încălzirii metalelor fieroase în vederea prelucrării plastice a acestora; Asupra oportunității matrițării fără bavură pe ciocane; Asupra prevenirii proceselor dinamice în presa hidraulică la scăderea bruscă a sarcinii de lucru; Aruncător cu arc în berbecul presei cu manivelă; Parapet sau ușă în construcția cuptoarelor; Matriță pentru refularea capetelor șuruburilor lungi.

Kuznecino - stampovocinoe proizvodstvo nr. 12, 1965: Economia de energie — problemă importantă de stat; Forjarea cu răcire prealabilă a suprafeței lingoului; Cercetarea deformației semifabricatului la rularea pe dorn; Calculul gradelor de coroiaj ale pieselor forjate, obținute la forjarea liberă; Cercetarea deformației fundurilor de alamă la bordurarea la rece; Cercetarea experimentală a ambutisării pieselor în formă de cutie; Prese moderne pentru refularea la rece a pieselor din oțel; Modernizarea unei prese hidraulice orizontale pentru extrudarea țevilor; Cuptoare de forjă noi și modernizate; Proiectarea tehnologiei de matrițare la cald cu ajutorul mașinilor electronice de calculat; Matrițarea pe ciocane cu viteză înaltă; Prese revolver în coordonate pentru perforare, cu comandă cu program; Stanță pentru perforarea orificiilor.

Metal treatment and drop forging vol. 32, nr. 242, 1965: Cea de-a V-a consfătuire internațională privind matrițarea, din octombrie 1965 de la München R.F.G.; Rapoartele prezentate de președinții din Australia, Belgia, Franța, R.F. Germană, Marea Britanie, Italia, Japonia, Spania, Suedia și S.U.A.; Caracteristicile secțiilor de matrițare; Măsurarea capacității ciocanului și a caracteritsicilor pentru o presă de matrițare cu viteză înaltă; Vizitarea uzinelor din R.F.G. din Sud și din regiunea Nord-Rhein-Westfalien; Asociația pentru cercetări în domeniul matrițării: laboratorul din Sheffield—Anglia; O mașină pentru încercarea multiplă la fluaj; Fabricarea semifabricatelor din oțel pentru piese extrudate la rece; Mărirea securității la manipularea cilindrilor cu gaz; Prese de debavurare cu partea frontală deschisă; Lubrifianți „Foliac” pentru tragerea sîrmei.

În perioada 12–26 iunie 1966 are loc cel de-al 35-lea Tîrg Internațional de la Poznan (R. P. Polonă), la care participă, cu exponate, numeroase țări din lume.

Ca și în ceilalți ani, realizările diferitelor țări în domeniul metalurgiei și construcțiilor de mașini vor fi larg prezentate.

Suprafața totală ocupată de exponate va fi de 225.000 m^2.

În afară de aceasta, se prevede organizarea unor terenuri speciale pentru expoziția de automobile și materiale de turism și sport.

NOUTĂŢI BIBLIOGRAFICE ÎN LITERATURA TEHNICĂ STRĂINĂ

K. K. Prokorenko şi alţii. **Viplavka i Razlivka Kacestvennih Stalei** (Elaborarea şi turnarea oţelului de înaltă calitate). Moscova, Ed. Metallurghia, 1964, 201 pag., 73 fig., 133 tabele.

G. Reginald Bashforth. **The Manufacture of Iron and Steel** (Elaborarea fontei şi oţelului). Londra, Ed. Chapman and Hall, 1964.

Die Physikalische Chemie der Eisen und Stahlerzegung (Chimia fizică a elaborării fontei şi oţelului). Düsseldorf, Ed. Verlag, Stahleisen, 1965, 380 pag., 337 fig.

Jean Bienfait. **La sidérurgie Japonaise** (Siderurgia japoneză). Lausanne, Ed. Centre de Recherches Européennes, 1965, 104 pag., 12 fig.

Jozsef Mika. **Metallurgische Analysen** (Analize metalurgice). Budapesta, Ed. Akademiai Kiado, 1965, 843 pag.

G. W. Rowe. **An introduction to the principles of Metalworking** (Introducerea în principiile metalurgici). Londra, Ed. Edward Arnold Publishers Ltd., 1965, 306 pag.

J. S. Kirkaldy şi R. G. Ward. **Aspects of Modern Ferrous Metallurgy** (Aspecte din metalurgia modernă a metalelor feroase). Canada, Ed. University of Toronto, 1964, 356 pag.

J. A. Menzies şi alţii. **Corrosion and Protection of Metals** (Coroziunea şi protecţia metalelor). Londra, Ed. Iliffe Books Ltd., 1964, 104 pag.

G. Guzzone şi G. Storace. **Corrosione dei metalli e loro protezione** (Coroziunea metalelor şi protecţia lor). Milano, Ed. Ullrich Hoepli, 728 pag., 304 ilustraţii.

INDEX DE AUTORI

Abramenko I. E.	p. 230
Apostol I.	p. 213
Avram Maria	p. 200
Balaban Lidia	p. 195
Bedarev V. I.	p. 232
Beleakova A. F.	p. 229
Bogdan I.	p. 226
Bondarenko L. G.	p. 230
Brătescu C.	p. 200
Bunin K. P.	p. 233
Ciukaj T. V.	p. 230
Constantinescu C.	p. 220
Crişan I.	p. 205
Croutzeilles M.	p. 239
David V.	p. 185
Develay R.	p. 239
Dumitrescu Th.	p. 192
Dzîkovici I. I.	p. 232
Franţiu I.	p. 189
Geiger Th. E.	p. 237
Hood J. E.	p. 230
Iliescu Elena	p. 195
Iobahazi J.	p. 234
Kaba E.	p. 185
Koşelev V. I.	p. 232
Kreakovski I. V.	p. 229
Kurbatov M. I.	p. 232
Laiu N.	p. 189
Lakedemonskii A. V.	p. 230
Lev I. E.	p. 233
Lică T.	p. 192
Maksimenko V. D.	p. 232
Maslov A.	p. 234
Morait R.	p. 200
Mirkin I. L.	p. 229
Milano N. P.	p. 238
Munteanu P.	p. 210
Murguleţ Gr.	p. 241
Murguleţ M.	p. 241
Nebogatov Iu. E.	p. 243
Niculescu N.	p. 227
Oncescu M.	p. 213
Oprea S.	p. 241
Orăscu Ş.	p. 224
Pauncev E.	p. 216
Paişov I. V.	p. 229
Petropavlovskaia Z. N.	p. 229
Přibýl I.	p. 243
Quarell A. G.	p. 235
Rebuşapcă D.	p. 224
Ridnii A. A.	p. 232
Sloane J. D.	p. 230
Snagovski V. M.	p. 233
Stadler M. H.	p. 230
Şelezneva E. D.	p. 230
Şerstiuk A. A.	p. 232
Skolnikov E. M.	p. 230
Ştefănescu Gh.	p. 200
Tamarovschi V. I.	p. 243
Taran I. N.	p. 233
Trusov L. P.	p. 229
Vasilache Maria	p. 224
Voloşcenko M. V.	p. 232
Zelenţov P. N.	p. 231
Woodhead J. H.	p. 235

Automate, instalații și aparate pentru toate procesele chimice și electrolitice ale galvanotehnicii

Instalații de galvanizare complet automatizate, de cele mai diverse sisteme, instalații cu comandă conform unui program special, instalații pentru galvanizarea valțurilor de imprimare a hîrtiei și textilelor. Instalații galvanoplastice pentru executarea clișeelor, pieselor pentru forme și matrițe, instalații pentru tratarea apelor reziduale, ca : înlăturarea toxicității, neutralizarea și îndepărtarea șlamului, instalații pentru recuperarea metalelor, redresoare, dispozitive de filtrare pentru tehnica galvanizării

Procedee de înaltă productivitate și preparate pentru tratamentul chimic și electrolitic al suprafețelor metalelor și materialelor plastice

Băi pentru cupru lucios, acide și alcaline, băi pentru nichel lucios, băi de crom cu reglaj automat, băi de crom cu protecție pentru înlăturarea ceței care este dăunătoare pentru sănătatea personalului, băi pentru metale nobile, băi pentru zinc lucios, pentru cadmiu lucios, procedee pentru acoperiri lucioase și anodizarea aluminiului, materiale pentru șlefuire și polizare, sub formă solidă sau lichidă

Întrebați pe BLASBERG, care vă îndrumează în cercetare și practică

BLASBERG
GALVANOTECHNIK

un factor pentru finisajul rațional

Blasberg

Friedr. Blasberg-
Solingen
GmbH. & Co. KG

Fabrică specială pentru tehnica galvanizării
565 Solingen-Merschied-
Republica Federală Germania

DIN CUPRINSUL NUMĂRULUI 5/1966

Cîndea-Muntean V. și *Gonteanu A.* : **Desulfurarea huilelor din Valea Jiului prin metode mecanice și magnetice**

Hătărăscu O. : **Cercetări cu privire la utilizarea buretelui de fier pentru elaborarea oțelurilor în cuptoare electrice cu arc**

Rău Al. și *Vacu Silvia* : **Contribuții la determinarea relațiilor dintre elaborarea oțelului pentru tablă de transformator și pierderile electromagnetice**

Přibýl I. : **Turnarea arborilor cotiți pentru motoare de automobil în semicochilii, prin metoda reversibilă**

Protopopescu Aurelia și *Cedighian A.* : **Materiale magnetice moi din pulberi de Alsifer**

Drăgan N. și *Bernstein M. L.* : **Tratamentul termomecanic al țevilor cu răcire accelerată cu aer comprimat după laminare**

Ritzinger E. : **Despre poziția optimă la recoacere în cuptorul tunel a tablelor subțiri**

Iancu V. : **Fabricarea electrocorindonului normal din bauxite indigene**

Gîrleanu Gr. : **Cauzele apariției incluziunilor dure la piesele turnate din aliaje de aluminiu**

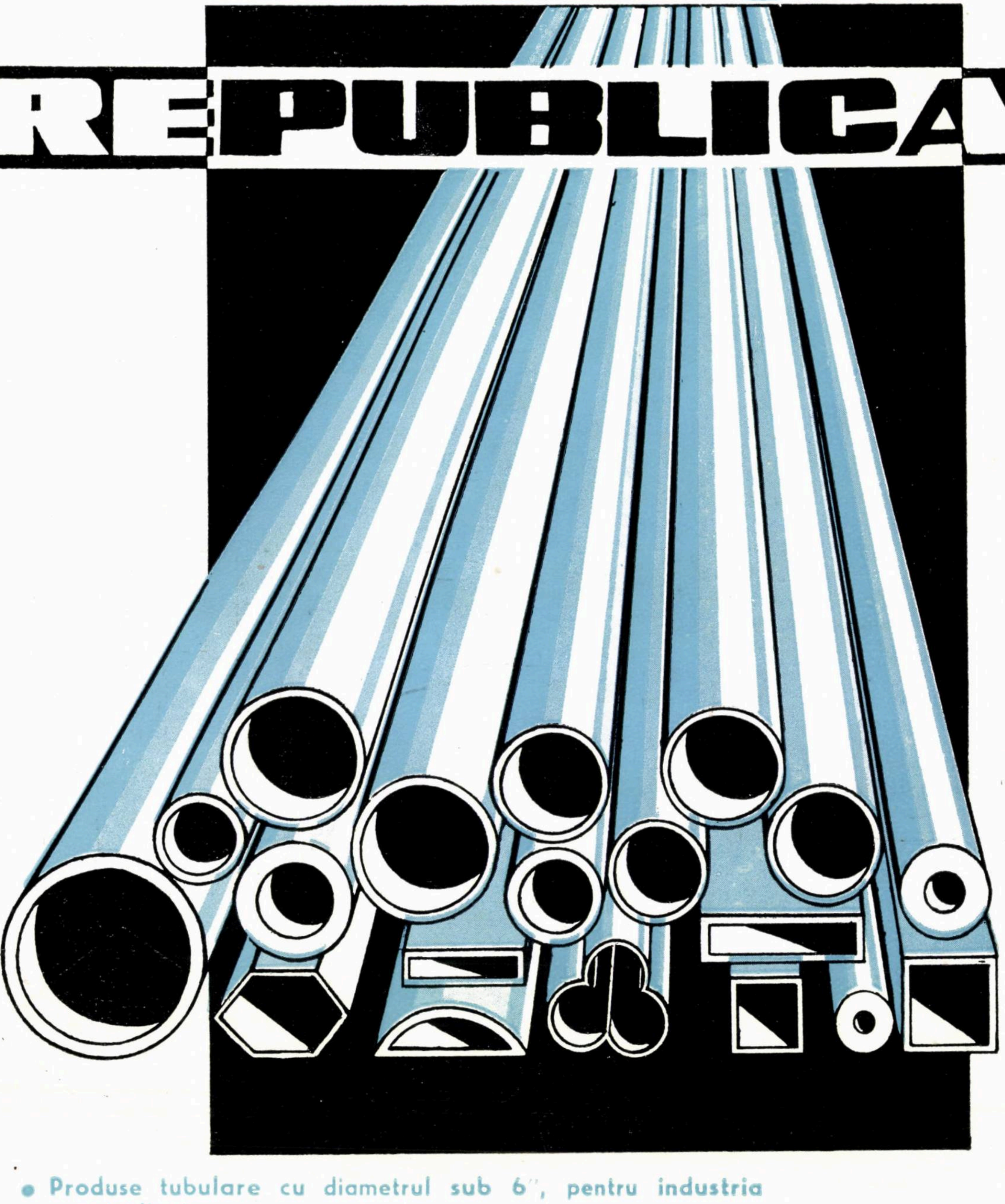
Boiangiu Gh. : **Tendințe mondiale în dezvoltarea producției de laminate plate din oțel**

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1883

ICM
ICM
ICM
ICM
ICM

REDAȚI CIRCUITULUI ECONOMIC DEȘEURILE DE METALE ȘI METALELE VECHI INTENSIFICÎND PREDAREA LOR CĂTRE ÎNTREPRINDEREA PENTRU COLECTAREA METALELOR

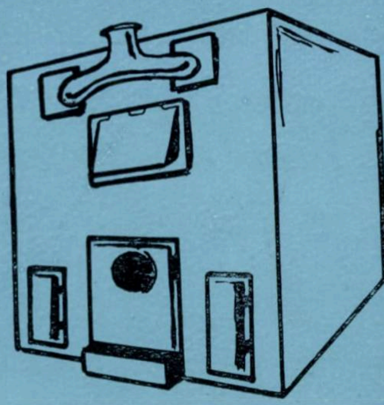
UZINA DE ȚEVI
REPUBLICA

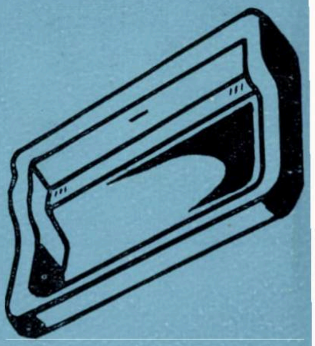


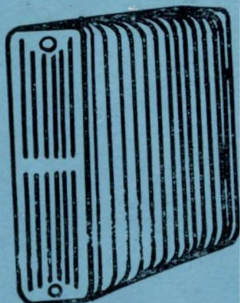
- Produse tubulare cu diametrul sub 6″, pentru industria petrolieră
- Produse tubulare cu diametrul sub 6″, pentru prospecțiuni geologice
- Țevi rotunde și profilate — de precizie — trase la rece, cu diametrul de 5 — 57 mm, pentru construcții
- Țevi rotunde și profilate, laminate la cald, cu diametrul de 48—152 mm, pentru construcții
- Țevi cu diametrul sub 6, pentru instalații de apă, gaz și abur

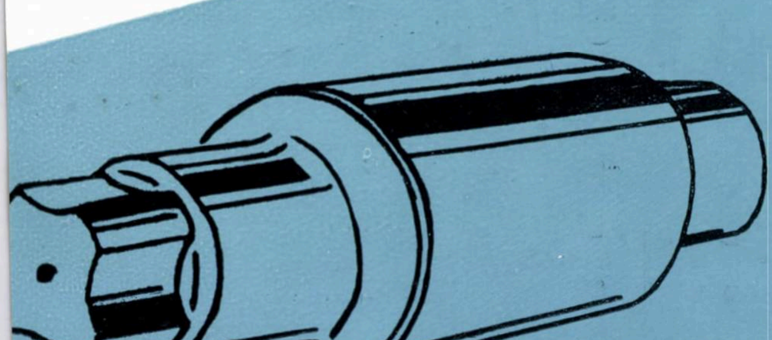
uzina VICTORIA calan

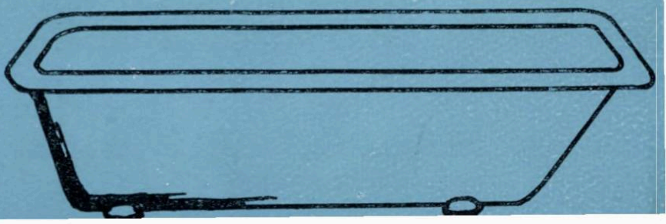
- Cazane secţionate din fontă, pentru încălzire centrală
- Radiatoare din fontă
- Căzi pentru baie
- Sobe din fontă pentru cazane de baie
- Chiuvete
- Cazane de baie din tablă emailată
- Lavoare
- Piese sanitare
- Spălătoare duble pentru vase
- Piese mecanice din fontă pînă la 10 t
- Fontă cenuşie brută de furnal STAS 882-65
- Lingotiere şi accesorii
- Cilindri pentru laminoare

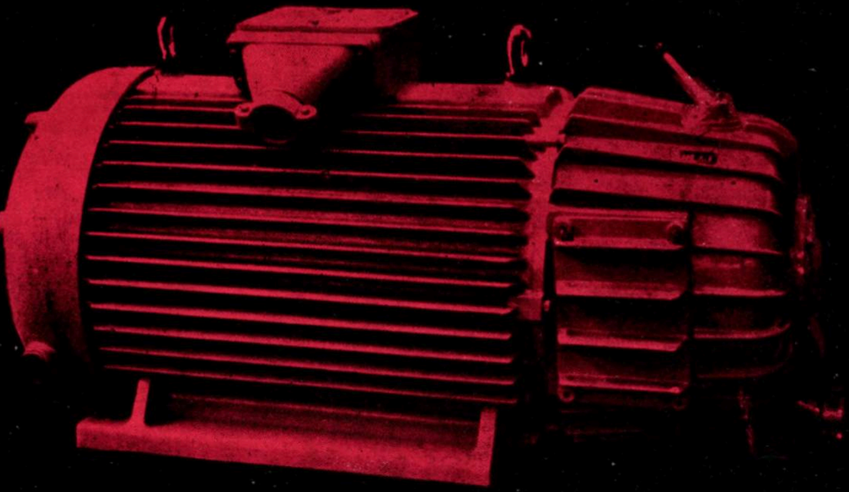








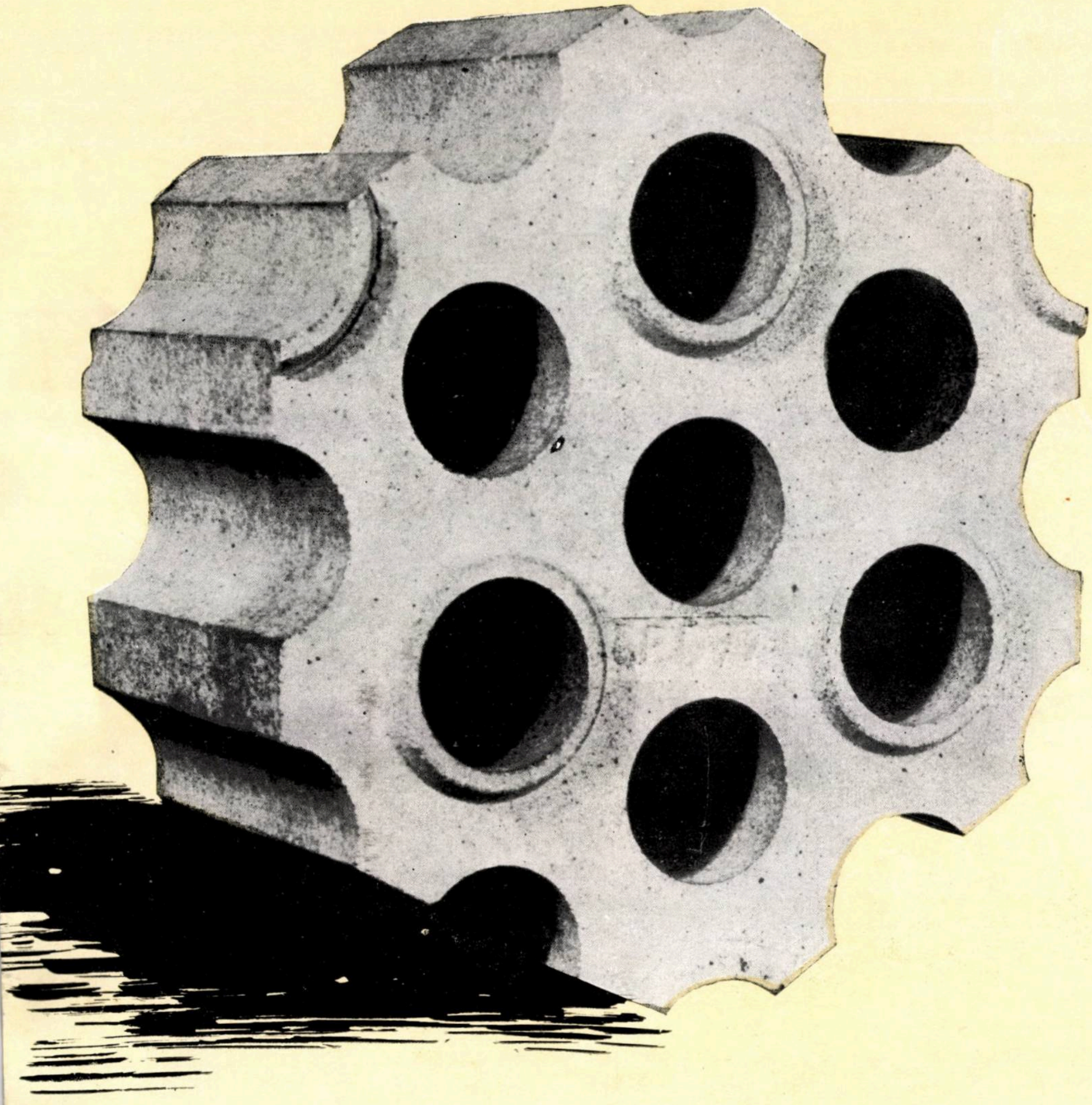




ELECTRO PUTERE

Echipament electrotehnic protejat (antigrizutos, antiexploziv etc.) destinat funcționării în medii grele

CRAIOVA



Produse refractare tip ,,FAGURE'', presate semiuscat, cu conţinut pînă la 62% Al_2O_3, pentru cauperele furnalelor de mare capacitate

PLEAŞA

FABRICA DE PRODUSE
REFRACTARE
PLOIEŞTI, TELEFON 13730 — 13731

FABRICA DE ȚEVI SUDATE • BUCUREȘTI

ȘOS. COLENTINA 251, TEL. 354910-18-19

Țevi sudate elicoidal

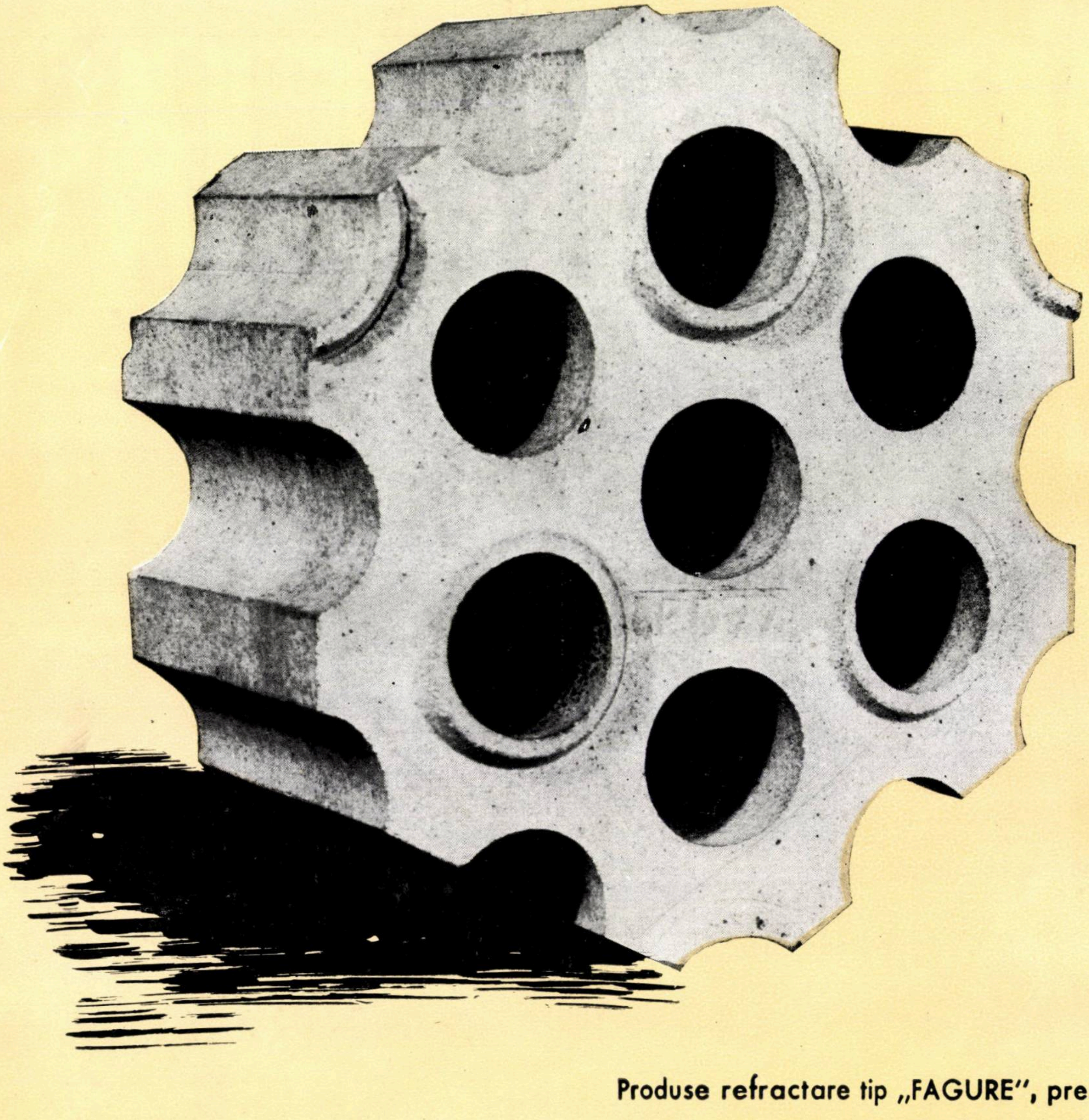
ȚEVI SUDATE ELICOIDAL DIN OȚELURI CARBON ȘI SLAB ALIATE, CU DIAMETRELE DE 419, 470, 521, 620, 720, 820, 920 și 1020 mm ȘI CU GROSIMEA PERETELUI DE 4—12 mm, UTILIZABILE LA TRANSPORTUL FLUIDELOR (CONDUCTE MAGISTRALE DE GAZE, CONDUCTE DE TERMOFICARE, ALIMENTĂRI CU APĂ ETC.)

E 3280

METALURGIA

5

METALURGIA • BUCUREȘTI • ANUL XVIII • NR. 5 • MAI 1966



Produse refractare tip „FAGURE", presate semiuscat, cu conținut pînă la 62% Al_2O_3, pentru cauperele furnalelor de mare capacitate

PLEAŞA

FABRICA DE PRODUSE
REFRACTARE
PLOIEȘTI, TELEFON 13730 — 13731

E 3280

METALURGIA

Anul 18 nr. 5 mai 1966

CUPRINS

STUDII ȘI CERCETĂRI

Cîndea-Muntean V. și *Gonteanu A.* : **Desulfurarea huilelor din Valea Jiului prin metode mecanice și magnetice** 249

Hătărăscu O. : **Cercetări cu privire la utilizarea buretelui de fier pentru elaborarea oțelurilor în cuptoare electrice cu arc** 253

Rău Al. și *Vacu Silvia* : **Contribuții la determinarea relațiilor dintre elaborarea oțelului pentru tablă de transformator și pierderile electromagnetice** . 257

Protopopescu Aurelia și *Cedighian S.* : **Materiale magnetice moi din pulberi de Alsifer** 261

Drăgan N. și *Bernștein M. L.* : **Tratamentul termomecanic al țevilor cu răcire accelerată cu aer comprimat după laminare** 266

Ritzinger E. : **Despre poziția optimă la recoacere, în cuptorul tunel, a tablelor subțiri** 268

REALIZĂRI TEHNICE

Iancu V. : **Fabricarea electrocorindonului normal din bauxite indigene** 272

îrleanu Gr. : **Cauzele apariției incluziunilor dure la piesele turnate din aliaje de aluminiu** 275

ACTUALITĂȚI ȘI DISCUȚII

Boiangiu Gh.: **Tendințe mondiale în dezvoltarea producției de laminate plate din oțel. Analize statistice** 277

EXTRASE 281

NVENȚII 291

RECENZII 293

RONICĂ 296

COMITETUL DE REDACŢIE

M. ALEXANDRU, C. DRAGOMIR, T. DUMITRESCU,
C. HERTL, G. ILIN, N. MURGULEŢ, I. NIŢĂ,
P. PETRESCU, I. POPA, V. POPESCU, MARIA ROŞIANU,
D. STĂNESCU, N. SÎRBU, L. SOFRONI, A. ŞERBAN, CL.
ŞTEFĂNESCU, I. TRIPŞA, T. ŢECU, P. WECHSLER

Redactor responsabil: L. SOFRONI
Redactor: MARIA SAVU

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgic
şi al Consiliului Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor din Republic
Socialistă România — Redacţia şi administraţia, Bucureşti, B-du
Republicii 64, raion Tudor Vladimirescu. Telefon : 13.09.25. Revis
este editată de M.I.M. Abonamentele se primesc la Administraţia re
vistei. Instituţiile pot achita abonamentele pentru biblioteci şi cab
netele tehnice în contul nostru de virament : 022001 B.N. a Republici
Socialiste România — Filiala 30 Decembrie. M.I.M. — Oficiul d
documentare şi publicaţii tehnice — Bucureşti. Tarif pentru într
prinderi : lei 150 anual ; tarif pentru muncitori, tehnicieni şi ingi
neri : lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul : Întreprin
derea Poligrafică Informaţia, str. Brezoianu nr. 23—25. Buc. c. 330

42 406

SOMMAIRE

CD 622.333 : 622.755

Cîndea-Muntean V. et *Gonteanu A.* : **La désulfuration des houilles de Valea Jiului par des méthodes mécaniques et magnétiques.**

Metalurgia 18 (1966), no. 5, p. 249–252

À la suite des recherches expérimentales on a pu constater que : la méthode du lavage centrifuge assure de gros rendements de concentré quand la teneur en cendre et en soufre est moindre ; la méthode de séparation magnétique des charbons donne un rendement de concentré plus grand que celui obtenu par le lavage centrifuge, mais la qualité est inférieure ; le réchauffement oxydant des charbons suivi de leur séparation magnétique ne présente aucun avantage en comparaison avec la séparation magnétique des charbons non traités.

CD 669.181.4 : 669.187.2 : 621.365.2

Hălărăscu O. : **Recherches sur l'utilisation de l'éponge de fer pour l'élaboration des aciers dans les fours à arc électrique.**

Metalurgia 18(1966), no. 5, p. 253–257

On expose les résultats des expériences sur l'élaboration des aciers dans des fours électriques ayant une capacité de 0,5 t, quand la charge contient une certaine quantité d'éponge de fer. L'emploi de l'éponge de fer ne soulève aucun problème d'ordre technologique, l'obtention de n'importe quelle marque d'acier étant possible.

CD 669.14.018.583 : 669.18

Rău Al. et *Vacu Silvia* : **Contributions à la détermination des relations entre l'élaboration de l'acier pour tôles de transformateur et les pertes électromagnétiques.**

Metalurgia 18(1966), no. 5, p. 257–261

En vue de l'élaboration de l'acier pour tôles de transformateur on doit choisir le procédé qui donne les moindres pertes électromagnétiques. Il est nécessaire d'effectuer des recherches afin de préciser les relations de dépendance entre les pertes électromagnétiques et les facteurs qui les produisent, dans le but d'améliorer l'élaboration et d'établir les méthodes de contrôle final.

CD 669.14.018.58 : 621.762

Protopopescu Aurelia et *Cedighian S.* : **Matériaux magnétiques moux basés sur des poudres Alsifer.**

Metalurgia 18(1966), no. 5, p. 261–265

On décrit les résultats des essais exécutés en vue d'obtenir des matériaux magnétiques moux, de type Alsifer, à hautes caractéristiques magnétiques. On souligne le fait que le degré de pureté, la forme et les dimensions des poudres, la pression et le traitement thermique sont les facteurs décisifs pour l'obtention des produits de bonne qualité.

CD 621.785/.787 : 621.774.35

Drăgan N. et *Bernstein M.L.* : **Le traitement thermomécanique des tuyaux par refroidissement accéléré à air comprimé après le laminage.**

Metalurgia 18(1966), no. 5, p. 266–268

En appliquant le traitement thermomécanique par refroidissement accéléré à air comprimé on obtient des propriétés mécaniques supérieures sans réaménager les secteurs du laminage et du traitement thermique et sans ralentir le rythme du laminage.

CD 669.14–415 : 621.785.3

Ritzinger E. : **Sur la meilleure position des tôles minces pour le recuit dans les fours à tunnel.**

Metalurgia 18(1966), no. 5, p. 268–272

La meilleure position des tôles minces dans les fours est la verticale, perpendiculairement au wagonnet utilisé au recuit et perpendiculairement à la direction d'avancement du wagonnet dans le four.

CD 669.712.3

Iancu V. : **La préparation de l'électrocorindon normal à partir des bauxites indigènes.**

Metalurgia 18(1966), no. 5, p. 272–274

Pour l'élaboration de l'électrocorindon normal à partir des bauxites indigènes on recommande que le processus de la fusion soit conduit de telle manière que la teneur en Al_2O_3 dans le bain de fusion dépasse 94 %. Pour améliorer du point de vue minéralogique l'électrocorindon normal, il faut que les bauxites indigènes ne contiennent, après triage, qu'au maximum 0,008 % de CaO pour chaque pour-cent de Al_2O_3.

CD 621.741.71 : 621.746.755

Gîrleanu Gr. : **Les causes de l'apparition des inclusions dures dans les pièces coulées en alliage d'aluminium.**

Metalurgia 18(1966), no. 5, p. 275–277

Les causes de la formation des inclusions de Al_2O_3 γ sont : l'emploi des outils d'acier oxydé, l'emploi des briques ayant une teneur importante en silice et en oxyde de fer. L'utilisation du silicium métallique de qualité inférieure n'est pas recommandable pour l'élaboration des alliages d'aluminium.

CD 669.14–122–418 (∞)

Boiangiu Gh. : **Tendances mondiales dans le développement de la production des laminés plats d'acier.**

Metalurgia 18(1966), no. 5, p. 277–281

On présente des données statistiques, sous forme de tableaux et de diagrammes, concernant le développement mondial de la production des laminés plats d'acier, on analyse succinctement ces données et on envisage l'avenir de cette production.

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 622.333.622.755

Кындя—Мунтян В. и *Гонтяну А.*: **Обессеривание бурых углей залежей „Валя Жиулуй" с помощью механических и магнитных методов.**

Metalurgia 18 (1966) № 5 стр. 249–252

В результате проведенных экспериментальных исследований было установлено, что метод центробежной мойки углей обеспечивает большую производительность выдачи концентрата с меньшим содержанием золы и серы; метод магнитной сепарации углей дает большую производительность выдачи концентрата, чем центробежная мойка, но ведет к получению угля более низкого качества; окислительный обжиг угля с последующей магнитной сепарацией не представляет собой преимущества по сравнению с магнитной сепарацией необработанных углей.

ІК 669.181.4:669.187.2:621.365.2

Сэтэреску О.: **Исследования в области использования
убчатого железа при выплавке стали в электриче-
ких дуговых печах.**

Ietalurgia 18 (1966) № 5 стр. 253–257

В статье представлены результаты эксперименталь-
ой выплавки сталей в электропечи производительно-
тью в 0,5 т., с использованием в качестве металли-
еской шихты губчатого железа, полученного из индий-
кой руды.

Произведенные работы показали, что использование
убчатого железа в этих целях не ставит особых техни-
еских проблем и, что является возможной выплавка
юбой марки стали.

ІК 669.14.018.583:669.18

Рэу А. и *Ваку Сильвия*: **К вопросу определения зави-
имости между выплавкой трансформаторной стали и
отерей этой последней электромагнитных свойств.**

Ietalurgia 18 (1966) № 5 стр. 257–261

Выплавка стали, предназначенной для изготовления
рансформаторного листа для современных трансфор-
наторов, требует выбора метода, который гарантировал
ы наименьшую потерю электромагнитных свойств.
Являются необходимыми исследования для определе-
ия некоторых зависимостей, существующих между
отерями электромагнитных свойств и факторами их
ызывающими, с целью усовершенствования выплавки
установления соответствующих методов окончатель-
ого контроля.

ІК 669.14.018.58:621.762

Протопопеску Аврелия и *Чедигьян С.*: **Мягкие магни-
ные материалы из порошков типа „Алсифер".**

Ietalurgia 18 (1966) № 5 стр. 261–265

В статье представлены результаты испытаний по
олучению мягких магнитных материалов типа „Ал-
ифер" с повышенными магнитными характеристиками.
В особенности, обращается внимание на тот факт, что
истота, форма и размеры порошковых материалов,
ак же как и давление и термообработка, являются
ешающими факторами в получении высококачествен-
ой продукции.

ІК 621.785/.787:621.774.35

Дрэган Н. и *Бернштейн М. Л.*: **Термомеханическая
обработка труб с ускоренным охлаждением сжатым
оздухом после прокатки.**

Ietalurgia 18 (1966) № 5 стр. 266–268

Результаты, полученные в заводских условиях, по-
азали, что путем применения варианта термомехани-
еской обработки с ускоренным охлаждением сжатым
оздухом получаются высокие механические свойства,
ез необходимости особого переоборудования прокат-
ых и термических цехов и без снижения ритма про-
атки.

ІК669.14–415:621.785.3

Ритзингер Е.: **О наивыгоднейшем положении тонких
истов при отжиге их в тунельной печи.**

Ietalurgia 18 (1966) № 5 стр. 268–272

Наивыгоднейшим положением тонких листов в печи
вляется положение вертикальное перпендикулярное
тележке отжига и перпендикулярное к направле-
ию передвижения тележки и печи.

ДК 669.712.3

Янку В.: **Производство нормального электрокорунд из местных бокситов.**

Metalurgia 18 (1966) № 5 стр. 272–274

При производстве нормального электрокорунда и местных бокситов, рекомендуется, чтобы процесс плавления производился таким образом, что содержани Al_2O_3 в расплавленной ванне превышало бы 94 %.

Для улучшения нормального электрокорунда минералогической точки зрения является необходимы чтобы местные бокситы были отсортированы таким образом, чтобы в их составе приходилось бы на кажды процент Al_2O_3 не более 0,008 % CaO.

ДК 621.741.71:621.746.755

Гырляну Гр.: **Причины появления твердых включений в отливках из алюминиевых сплавов.**

Metalurgia 18 (1966) № 5 стр. 275–277

Причинами образования корундовых включени (Al_2O_3) являются: использование окисленного стальног инструмента, использование кирпича со сравнительн высоким содержанием кремния и окиси железа.

При плавке алюминиевых сплавов является так ж нерациональным использование металлического кремния низкого качества.

ДК 669.14-122-418(∞)

Боянджиу Г.: **Мировые тенденции в развитии фабрикации плоского стального проката.**

Metalurgia 18 (1966) № 5 стр. 277–281

В статье представлены статистические данные в вид таблиц и графиков, касающиеся развития производства стального плоского проката в мировом масштабе Эти данные проанализированы вкратце и выведен заключения относительно тенденций дальнейшего развития производства плоского проката.

INHALTSVERZEICHNIS

DK 622.333 : 622.755

Cîndea-Muntean V. und *Gonteanu A.*: **Entschwefelung der Steinkohle aus dem Jiu-Tal durch mechanische und magnetisch Verfahren.**

Metalurgia 18(1966), H. 5, S. 249–252

Versuchsforschungen ergaben, dass das Verfahren der Zentrifugalwäsche eine grosse Konzentratausbeute bei eine geringen Aschen-und Schwefelgehalt sichert. Das Verfahre der Magnetabscheidung weist eine höhere Konzentratausbeute als die Zentrifugalwäsche auf, allerdings zum Nachtei der Qualität. Die Oxydationserhitzung der Kohle gefolg von der Magnetabscheidung weist keinerlei Vorteile gegenüber der magnetischen Abscheidung unbehandelter Kohle auf.

DK 669.181.4 : 669.187.2 : 621.365.2

Hătărăscu O. : **Untersuchungen über die Verwendbarkeit de Eisenschwamms für die Erschmelzung der Stähle im Lichtbogenofen.**

Metalurgia 18(1966), H. 5. S. 253–257

Der Verfasser legt die Versuchsergebnisse bei der Erschmelzung der Stähle in einem 0,5 Tonnen Lichtbogenofe dar, der mit Eisenschwamm aus indischem Erz beschick wurde. Die Versuche ergaben, dass die Verwendung de Eisenschwamms zu diesem Zweck keinerlei technologisch Probleme aufwirft, und dass jede Stahlmarke erzielt werde kann.

)K 669.14.018.583 : 669.18

Rău Al. und *Vacu Silvia* : **Beiträge zur Bestimmung der Beziehungen zwischen der Erschmelzung von Stahl für Transformatorenbleche und den elektromagnetischen Verlusten.**

Ietalurgia 18 (1966), H. 5, S. 257–261

Für die Erschmelzung von Stählen, die zur Herstellung
von modernen Transformatoren bestimmt sind, muss das
Verfahren gewählt werden, das die geringsten elektromag-
ietische Verluste gewährleistet. Hierzu sind Untersuchungen
iotwendig, um die Wechselbezihungen zwischen den elek-
romagnetischen Verlusten und den Faktoren, die diese her-
rorrufen, zu bestimmen und Verfahren zur Endkontrolle
estzulegen.

)K 669.14.018.58 : 621.762

Protopopescu Aurelia und *Cedighian S.* : **Weiche Magnetstoffe aus Alsifer-Pulver.**

Ietalurgia 18 (1966), H. 5, S. 261–265

Der Aufsatz enthält die Ergebnisse von Versuchen zur Erzie-
ing weicher Magnetstoffe der Type Alsifer mit verbesserten
iagnetischen Eigenschaften. Dabei wird unterstrichen, dass
er Reinheitsgrad, die Form und Korngrösse des Pulvers,
er Druck und die Wärmebehandlung bestimmende Qualitäts-
aktoren sind.

)K 621.785/.787 : 621.774.35

)răgan N. und *Bernstein M.L.* : **Thermomechanische Behandlung der Rohre mit beschleunigter Druckluftkühlung nach dem Walzen.**

Ietalurgia 18 (1966), H. 5, S. 266–268

Die unter Werkbedingungen erzielten Ergebnisse erwiesen,
ass durch die Anwendung des Verfahrens einer thermome-
hanischen Behandlung mit beschleunigter Druckluftküh-
ung überlegene mechanische Eigenschaften erzielt werden,
hne dass die Abteilungen für Walzen und Wärmebehandlung
euausgerüstet werden müssen, und ohne dass die Walzge-
chwindigkeit beeinträchtigt würde.

)K 669.14–415 : 621.785.3

Ritzinger E. : **Über die günstigste Lage der Dünnbleche beim Glühen im Tunnelofen.**

etalurgia 18 (1966), H. 5, S. 268–272

Die günstigste Lage der Dünnbleche im Ofen ist die verti-
ale Stellung senkrecht auf dem Glühwagen und senkrecht
ır Einfahrrichtung des Wagens in der Ofen.

K 669.712.3

ıncu V. : **Herstellung des normalen Elektrokorunds aus einheimischen Bauxiten.**

talurgia 18 (1966), H. 5, S. 272–274

Bei der Herstellung des normalen Elektrokorunds aus ein-
imischen Bauxiten wird empfohlen den Erschmelzungspro-
ss so zu leiten, dass der Gehalt an Al_2O_3 in der Schmelze
er 94 % beitragen soll. Zur Verbesserung des normalen
ektrokorunds vom mineralogischen Standpunkt aus, ist
notwendig die einhemischen Bauxite so zu sortieren dass
höchstens 0,008 % CaO je Prozent Al_2O_3 enthalten sollen.

(621.741.71 : 621.746.755

rleanu Gr. : **Die Ursachen des Erscheinens fester Einschlüsse in Gusstücken aus Aluminiumlegierungen.**

talurgia 18 (1966), H. 5, S. 275–277

Die Ursachen der Bildung von Korundeinschlüssen ($Al_2O_3\ \gamma$) sind folgende : Verwendung von Werkzeugen aus oxydiertem Stahl, Verwendung von Ausmauerungsziegeln mit verhältnismässig hohem Silizium-und Eisenoxydgehalt. Auch die Verwendung von minderwertigem metallischem Silizium bei der Erschmelzung von Aluminiumlegierungen ist nicht rationell.

DK 669.14 – 122 – 418 (∞)

Boiangiu Gh. : **Tendenzen auf Weltmasstab in der Entwicklung der Produktion von gewalzten Flachstählen.**

Metalurgia 18 (1966), H. 5, S. 277 – 281

Der Aufsatz enthält statistische Angaben in Form von Tabellen und graphischen Darstellungen über die Entwicklung der Produktion an gewalzten Flachstählen auf Weltebene. Die Angaben werden kurz analysiert und Schlussfolgerungen über die künftigen Entwicklungstendenzen in diesem Bereich gezogen.

CONTENTS

DC 622.333.622.755

Cindea-Muntean V. and *Gonteanu A.* : **The desulphuration of the Jiu Valley pitcoal by mechanical and magnetic methods.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 5, p. 249 – 252

The following conclusions have been drawn from the experimental researches carried out : a) the centrifugal washing method ensures high concentrate yields at a lower ash and sulphur content ; b) the magnetic coal separation provides a higher concentrate yield than the centrifugal washing leading however to a lower quality ; c) the oxidating heating of coals followed by their magnetic separation has no advantage as compared to the magnetic separation of untreated coals.

DC 669.181.4 : 669.187.2 : 621.365.2

Hătărăscu O.: **Researches concerning the use of the iron sponge for steel making in electric-arc furnaces.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 5, p. 253 – 257

The results are given of experiments concerning the stee making in an electric furnace of a capacity of 0.5 t using ir the metallic charge, iron sponge obtained from Indian ore The tests have shown that no problems of technical order ar met with when using iron sponge, the getting of whateve steel mark being possible.

DC 669.14.018.583 : 669.18

Rău Al. and *Vacu Silvia* : **Contributions to the determinatio of the relations between the steel making for transforme sheet and the electromagnetic losses.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 5, p. 257 – 261

In elaborating the steel for the sheet required by the manufacture of modern transformers it is advisable to choose th method ensuring the lowest electromagnetic losses. Mor studies are required for establishing some dependence relations between the electromagnetic losses and the factor involved for improving the steel making process and fo establishing some final control methods.

DC 669.14.018.58 : 621.762

Protopopescu Aurelia and *Cedighian S.* : **Soft magnetic mat rials from Alsifer powders.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 5, p. 261 – 265

The results are given of tests carried out for obtainin some soft magnetic materials of the Alsifer type, with hig magnetic characteristics. It is emphasized that the purit degree, the powder shape and size, the pressure and the the mic treatment are as many essential factors in obtainin some good-quality products.

DC 621.785/.787 : 621.774.35

Drăgan N. and *Bernstein M.L.* : **The thermomechanical treatment of tubes with accelerated compressed-air cooling after rolling.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 5, p. 266–268

It has been seen from the results obtained under works conditions, that high mechanical properties are obtainable by applying the thermomechanical treatment with accelerated compressed-air cooling, without requiring any special re-equipment of the rolling and thermic-treatment sections and without reducing the rolling rate.

DC 669.14–415 : 621.785.3

Ritzinger B. : **Concerning the optimum annealing position of thin sheets in tunnel furnaces.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 5, p. 268–272

The optimum position of thin sheets in the furnace is a vertical one. They should be placed perpendiculary to the annealing trolley and to the advancing direction of the trolley in the furnace.

DC 669.712.3

Iancu V. : **The manufacture of normal electrocorundum from indigenous bauxites.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 5, p. 272–274

In elaborating the normal electrocorundum from indigenous bauxites, the melting process should be directed so as to obtain an Al_2O_3 content of over 94% in the melted bath.

For improving the normal electrocorundum from the mineralogical viewpoint it is necessary that the indigenous bauxites be sorted so as to contain at most 0.008% CaO for each Al_2O_3 percentage.

DC 621.741.71 : 621.746.755

Girleanu Gr. : **The causes of the occurrence of hard inclusions in the aluminium-alloy castings.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 5, p. 275–277

The causes of the formation of corundum (Al_2O_3 γ) inclusions are : the utilization of oxidated steel tools, the use of bricks with a comparatively high silica and iron oxide contents. The utilization of low-quality metallic silicon in elaborating aluminium alloys has also been found to be irrational.

DC 669.14–122–418 (∞)

Boiangiu Gh. : **World trends in the production development of steel flat rolled goods.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 5, p. 277–281

Some statistical data regarding the world-scale development of steel flat rolled goods are given in tabular and graphical form and shortly analysed, after which some conclusions are drawn concerning the future trends of development of the flat rolled good production.

METALURGIA

ANUL 18
Nr. 5
MAI
1966
BUCUREȘTI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ȘI AL CONSILIULUI NAȚIONAL AL INGINERILOR
ȘI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

STUDII ȘI CERCETĂRI

CZ 622.333: 622.755

Desulfurarea huilelor din Valea Jiului prin metode mecanice și magnetice

Dr. ing. V. CÎNDEA-MUNTEAN și chim. A. GONTEANU
Institutul de proiectări de uzine și instalații metalurgice
Institutul de mine – Petroșeni

Conținutul ridicat de sulf (2,8–3,2%) din huilele din Valea Jiului, conținut care se regăsește aproape integral în cocsul fabricat din acești cărbuni (indiferent de metoda de fabricare a cocsului), duce la utilizarea lor limitată în momentul de față în siderurgie.

Pe de altă parte, majoritatea rezervelor de cărbuni, utilizabile pentru fabricarea cocsului metalurgic, sînt concentrate în bazinul Văii Jiului.

De aceea, interesul manifestat de cercetătorii din țară pentru îndepărtarea lui din cărbuni sau cocs apare justificat, fiind îndeobște cunoscută nocivitatea lui în procesul de elaborare a fontei. Desigur, alegerea metodei de desulfurare este funcție univocă de metoda de fabricare a cocsului metalurgic [1]. În cazul în care metoda de fabricare a cocsului se bazează pe utilizarea la maximum a proprietăților de aglutinare a cărbunilor, metoda de desulfurare aplicată nu trebuie să diminueze aceste proprietăți. Dacă, din contră, metoda de fabricare a cocsului nu face apel la proprietatea de aglutinare a cărbunilor, metoda de desulfurare utilizată poate fi distructivă din punct de vedere al acestor proprietăți.

În depublica Socialistă România se află în curs Re verificare, la scară semiindustrială, două metode de fabricare a cocsului metalurgic din cărbuni neaglutinanți [2]: *a*) metoda „într-o treaptă și jumătate" elaborată de ICEM și care se bazează pe utilizarea capacității de cocsificare a cărbunilor L.U.V. și a smoalei de cocs, care participă în șarjă în cantitate de 20 și respectiv 13%; *b*) metoda în „două trepte" elaborată de Institutul de energetică al Academiei Republicii Socialiste România, care face abstracție de capacitatea de cocsificare a cărbunilor, utilizînd cărbuni neaglutinanți.

În cazul fabricării cocsului după metoda a doua se pot utiliza metode distructive de desulfurare (din punct de vedere al capacității de desulfurare), ca desulfurarea cu agenți reducători [3] sau oxidanți [4], [5], [6].

În cazul fabricării cocsului prin prima metodă, metoda de desulfurare trebuie să menajeze proprietățile de aglutinare ale cărbunilor; altfel ea este de neaplicat. Printre metodele de desulfurare din această categorie, care trebuie să fie luate în considerare, sînt: metoda desulfurării prin centrifugare în soluții reale dense și metoda termomagnetică de desulfurare.

De o mare importanță pentru eficiența ridicată a ambelor metode este măcinarea suficient de avansată a cărbunilor, astfel încît să se asigure „deschiderea" particulelor de pirită din cărbune.

În general o măcinare sub 3 mm asigură o înaltă eficiență în cazul ambelor metode.

Partea experimentală

Experiențele au fost efectuate cu cărbune PALV I, de granulație 0–10 mm, de la spălătoria Petrila, care în laborator a fost măcinat la granulația 0–3 mm. Analiza tehnică și granulometrică a cărbunilor este dată în tabelele 1 și 2.

Tabela 1

Cărbune	W^1	A^{anh}	V^{anh}	S_t^{anh}	S_{pir}^{anh}
PALV I	4,32	8,92	40,60	2,77	1,42
PALV II	4,08	19,27	36,20	2,78	1,46

Tabela 2

Clasa granulometrică	0–0,25	0,25–0,5	0,5–0,75	0,75–1	1–1,5	1,5–2	2–3
PALV I	14,3	10,1	11,6	12,5	36,2	14,0	1,3
PALV II	11,6	7,3	10,1	11,1	41,7	18,0	0,2

Centrifugarea în soluții reale dense. Pentru centrifugare s-a utilizat o centrifugă de laborator continuă (2 750 rot/min), cu o productivitate de 2,5 l/min suspensie antrenată de un motor electric cu transmisie cu curea. Schema centrifugei este dată în figura 1 (*1* — rotor; *2* — stator; *3* — pîlnie de alimentare; *4* — pîlnie de evacuare; *5* — lagăre; *6* — roată de antrenare).

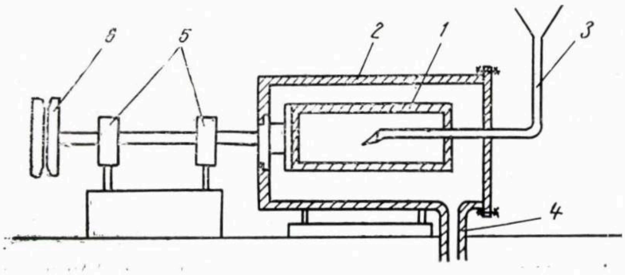


Fig. 1

În calitate de soluție reală densă s-a utilizat azotatul de calciu, deșeu din industria chimică, preparat la diferite densități. Centrifuga s-a pornit în gol, apoi prin pîlnie s-a turnat lichidul de lucru (azotatul de calciu), pînă la umplerea centrifugei (lichidul curgea prin ștuțul de evacuare). După aceea s-a turnat suspensia de cărbune lichid[*], în prealabil pregătită, cu aceeași viteză cu care s-a turnat și lichidul. Separarea cărbunelui în concentrat și depunerea fracției au avut loc în cîteva secunde. Concentratul, împreună cu lichidul de lucru, s-a evacuat prin ștuțul de evacuare și s-a colectat într-un vas, apoi a fost supus operațiilor de separare prin filtrare, spălare și analiză. Fracția depusă s-a spălat cu puțin lichid, centrifuga s-a oprit, s-a scos fracția, s-a separat și s-a analizat.

Rezultatele centrifugării cărbunelui PALV I sînt redate în tabela 3.

Din analiza tabelei 3 se remarcă un conținut scăzut de sulf și cenușă în concentrat, la un randament ridicat, față de aceleași valori pentru fracția depusă.

Tabela 3

Fracția	Randament la anhidru		Analiza la anhidru, %		
	g	%	A	S_t	S_{pir}
PALV I inițial	95,7	100,0	8,92	2,77	1,42
Concentrat	72,3	75,5	3,52	1,82	0,58
Fracția depusă	23,4	24,5	22,94	5,90	4,03

Obs. — Densitatea lichidului de lucru γ a fost de 1,35 g/ml.

Problema spălării unui cărbune cu 9% cenușă se poate ridica numai pentru cazuri speciale. Prin urmare, atenția a fost îndreptată spre spălarea cărbunelui PALV II. Rezultatele obținute sînt redate în tabela 4.

Tabela 4

Fracția	Randament la anhidru		Analiza la anhidru, %			Observații
	g	%	A	S_t	S_{pir}	
PALV II inițial	95,96	100,0	19,27	2,78	1,46	Densitatea lichidului de lucru $\gamma = 1,38$ g/ml
Concentrat	59,43	61,9	4,65	1,94	0,71	
Fracție depusă	36,53	38,1	43,27	4,15	2,75	
Concentrat	62,54	65,7	5,08	2,03	0,92	Densitatea lichidului de lucru $\gamma = 1,40$ g/ml
Fracție depusă	32,61	34,3	41,17	4,22	2,51	

Din examinarea comparativă a tabelelor 3 și 4, se observă că eficiențele de îndepărtare a sulfului total, a piritei și a cenușei nu sînt aceleași, ci variază. În tabela 5 sînt redate valorile eficiențelor de îndepărtare a elementelor nocive din cărbuni.

Tabela 5

Cărbunele	γ, g/ml	Randament de spălare, %	Randament de îndepărtare, % pentru		
			S_t	S_{pir}	cenușă
PALV I	1,35	75,5	34,3	59,2	60,5
PALV II	1,38	61,9	30,3	51,2	76,3
PALV II	1,40	65,7	27,0	37,0	73,9

Datele tabelei 5 arată selectivitatea metodei pentru pirită, selectivitate care din considerente teoretice crește concomitent cu gradul de măcinare a cărbunelui.

---

[*] Raportul între cărbune și lichid a fost 1 : 10 în volume, iar cantitatea de cărbune pentru determinare, de 100 g.

Pentru a ilustra și mai bine eficiența metodei de spălare centrifugală a cărbunilor mărunțiți, în tabelele 6 și 7 se redă modul de distribuție a sulfului în fracțiile spălate la diferite densități în lichide grele, prin metoda clasică a sedimentării (tabela 6 — sort 0—10 mm; tabela 7 — sort 10—80 mm).

Tabela 6

Greutatea specifică γ, g/cm³	1,3	1,3—1,4	1,4—1,5	1,5—1,6	1,6—1,7	1,7—1,8	1,8—1,9	1,9—2,0	2,0
Lupeni	1,88	3,29	4,61	3,89	3,58	2,68	1,51	0,74	—
Vulcan	1,13	2,20	4,02	3,21	2,62	1,68	1,50	0,52	—
Uricani	1,21	2,62	3,38	2,72	2,48	2,00	0,74	—	—

Tabela 7

Greutatea specifică γ, g/cm³	1,3	1,3—1,4	1,4—1,5	1,5—1,6	1,6—1,7	1,7—1,8	1,8—1,9	1,9—2,0	2,0
Lupeni	2,32	3,69	4,26	4,23	3,08	2,73	2,10	1,53	1,06
Vulcan	2,08	3,70	4,13	3,85	3,36	1,77	1,73	1,30	0,95
Uricani	1,64	2,75	3,72	3,34	2,49	1,98	1,85	1,48	0,72

Desulfurarea prin metoda termomagnetică. Se știe că într-un cîmp magnetic neuniform, substanțele feromagnetice sînt atrase de magneții respectivi, existînd astfel posibilitatea de separare a lor dintr-un amestec de materiale. Pe măsura creșterii intensității cîmpului magnetic, se pot separa și substanțe a căror susceptibilitate magnetică este mică, de exemplu cărbunii, cum rezultă din formula forței F care acționează într-un cîmp magnetic neuniform:

$$F = xH \text{ grad } H, \text{ dyne/cm}^2, \qquad (1)$$

unde x este susceptibilitatea magnetică a substanței, cm³/g;
H — intensitatea cîmpului magnetic, Oe;
grad H — gradientul intensității cîmpului magnetic, Oe/cm.

Cărbunii cu care s-a lucrat la desulfurarea termomagnetică au fost identici cu cei utilizați la separarea centrifugală. Pentru separările magnetice ale cărbunilor s-a utilizat separatorul electromagnetic de laborator, cu o singură rolă de separare, de tipul Geoțvetmetpribor, utilizat la prepararea minereurilor. Schema aparatului este redată în figura 2 (*1* — stativ întrefier; *2* — electromagneți; *3* — rolă rotativă; *4* — alimentator; *5* — alimentator vibrator). Intensitatea maximă a cîmpului magnetic, H, (cu care de altfel s-a și lucrat în experiențe) a fost de 10 000 Oe.

În prima serie de experiențe s-a efectuat separarea cărbunelui, inițial fără nici o prelucrare termică prealabilă, trecîndu-l de patru ori prin cîmpul magnetic al separatorului, astfel încît de fiecare dată era trecută prin cîmp numai fracția nemagnetică (*NM*).

Rezultatele obținute sînt redate în tabela 8

Din analiza datelor din tabela 8 rezultă că randamentul în fracția magnetică este funcție de conținutul de cenușă al cărbunelui inițial și crește o dată cu creșterea acestuia, iar conținutul de cenușă în fracția nemagnetică (B4) este cu atît mai mare, cu cît conținutul de cenușă al cărbunelui inițial este mai ridicat.

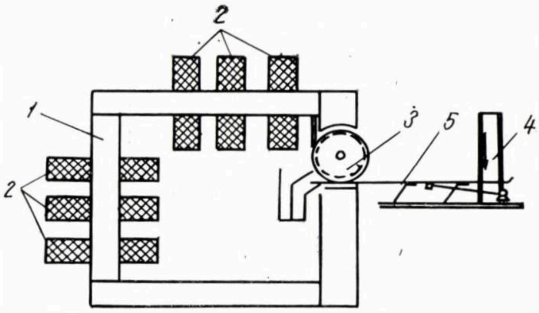


Fig. 2

Tabela 8

Fracția	Randament la anhidru		Analiza la anhidru, %		
	g	%	A	S_t	S_{pir}
A1 (M)	4,70	2,18	28,19	2,61	1,98
A2 (M)	1,73	0,81			
A3 (M)	1,35	0,63			
A4 (M)	1,20	0,56			
B4 (NM)	206,57	95,82	7,83	2,55	1,40
PALV I inițial	215,55	100,00	8,68	2,77	1,42
A1 (M)	37,15	7,42	56,65	3,33	1,43
A2 (M)	15,50	3,10	54,36		
A3 (M)	9,55	1,91	51,96		
A4 (M)	6,75	1,17	50,90		
B4 (NM)	430,37	86,10	13,69	2,69	1,47
PALV II inițial	499,32	100,0	19,27	2,78	1,46

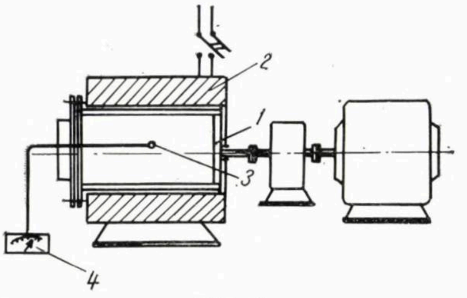


Fig. 3

În seria a doua de experiențe, fracția nemagnetică B4 a cărbunilor PALV I și PALV II a fost supusă unui tratament oxidant într-un cuptor tubular de laborator (fig. 3 : *1* — tobă rotativă ; *2* — cuptor ; *3* — termocuplu ; *4* — milivoltmetru), avînd 60 rot/min și prevăzut cu încălzire electrică reglabilă. Cantitatea de cărbuni supuși tratamentului a fost de 200 g. După tratament, materialul obținut a fost separat după aceeași schemă ca și cărbunii netratați.

Tratamentul termooxidant a fost încercat deoarece există indicații [7] că, în condițiile tratamentului, particulele de pirită se acoperă cu un strat subțire de Fe_2O_3 sau $FeSO_4$ care au o susceptibilitate magnetică mai mare. În acest fel, s-a urmărit a se mări conținutul de sulf și cenușă din fracțiile magnetice, respectiv a se micșora conținutul acestor componenți indezirabili în concentrat (fracția nemagnetică).

Rezultatele experiențelor sînt redate în tabela 9.

Din compararea datelor tabelelor 8 și 9 rezultă că tratamentul termooxidant urmat de separare magnetică nu aduce nici o îmbunătățire, randamentele în fracția nemagnetică (*NM*), cenușa și sulful, fiind practic egale. Se introduce în schimb în fluxul tehnologic un agregat nou, consumator de energie (calorică și electrică).

Tabela 9

Cărbune	Fracția	Randament la anhidru		Analiza la anhidru, %			Condițiile termooxidării
		g	%	A	S_t	S_{pir}	
PALV I	A1 (M)	4,66	2,61	26,42	3,73	2,90	Temperatura : — medie — 317°C — minimă — 300°C — maximă — 330°C
	A2 (M)	2,54	1,42				
	A3 (M)	1,42	0,80				
	A4 (M)	1,16	0,65				
	B4 (NM)	168,95	94,52	7,83	2,59	1,25	Durata : 3 min Agent — aer
	Pierderi	21,27	—	—	—	—	
PALV II	A1 (M)	2,58	1,45	38,21	4,14	3,43	Temperatura : — medie — 310°C — minimă — 280°C — maximă — 330°C
	A2 (M)	2,34	1,32				
	A3 (M)	2,00	1,13				
	A4 (M)	2,85	1,04				
	B4 (NM)	168,84	95,06	13,10	2,69	1,50	Durata : 4 min Agent — aer
	Pierderi	22,39	—	—	—	—	

Concluzii

Metoda de spălare centrifugală asigură randamente mari de concentrat la un conținut mai mic de cenușă și sulf, în comparație cu metodele clasice de spălare a cărbunilor. Metoda este relativ simplă și poate fi introdusă în industrie cu condiția construirii unor centrifuge de mare productivitate.

Metoda de separare magnetică a cărbunilor (netratați și tratați) dă randament în concentrat (fracția nemagnetică) mai mare decît spălarea centrifugală, însă calitatea este mai slabă.

Încălzirea oxidantă a cărbunilor urmată de separarea lor magnetică nu are nici un avantaj față de separarea magnetică a cărbunilor netratați.

BIBLIOGRAFIE

[1] Cîndea-Muntean V. *Desulfurarea cărbunilor neaglutinanți, destinați fabricării cocsului metalurgic, prin fluidizare cu agent oxidant.* Teză de disertație, Institutul politehnic București, 1962.

[2] Barbu I., Ștefănescu I. și Teodorescu N. Cercetări metalurgice și miniere, nr. 2, 1960, p. 399.

[3] Blum L., Piatkowski Th. și Sîrbu N. *Încercări de desulfurare a cărbunilor cocsificabili din R.P.R.* Nota II. *Încercări de desulfurare a cărbunilor din Valea Jiului prin cocsificarea lor în curent de gaze. Desulfurarea în curent de hidrogen.* Studii și cercetări de energetică nr. 1—2, 1955.

[4] Blum I. și Cîndea V. *Desulfurarea cărbunilor la temperaturi joase cu agent desulfurant gazos.* Nota I. *Încercări de desulfurare a unor cărbuni din Valea Jiului în strat fix, prin metoda oxidării.* Studii și cercetări de energetică nr. 2, 1961.

[5] Blum L., Nistor I., Cîndea V. și Ionescu C. *Desulfurarea cărbunilor neaglutinanți PALV prin fluidizare cu agent abur-aer.* Studii și cercetări de energetică, seria B, 1962, p. 529—539.

[6] Blum I., Cîndea V., Nistor I. și Ionescu V. *Desulphuration of PALV noncoking coal by fluidization with air-stream-nitrogen agent.* Revue d'électrotechnique et d'énergetique, seria B, nr. 2, 1963.

[7] Iurowski A.Z. *Sera Kamennih uglei.* Izdatelstvo Akademii nauk S.S.S.R., Moscova, 1960.

CZ 669.181.4: 669.187.2:621.365.2

Cercetări cu privire la utilizarea buretelui de fier pentru elaborarea oțelurilor în cuptoare electrice cu arc

Ing. O. HĂTĂRĂSCU
Institutul de cercetări metalurgice

Considerații generale

Cercetări în legătură cu utilizarea buretelui de fier, obținut prin procedeele de reducere directă a minereurilor de fier, s-au făcut în multe țări, dintre care se menționează : Suedia, S.U.A., Mexic, Italia, R.F.G., Japonia, U.R.S.S. și altele [1]—[6].

În Suedia buretele de fier, obținut după procedeul Wiberg, se folosește în cuptoare electrice pentru elaborarea oțelurilor speciale ca, de exemplu : oțeluri de scule, de rulmenți, destinate laminării la rece și trefilării etc. [6], [7].

La uzina Hojolata y Lamina (H.y.L.) din Monterrey (Mexic) se elaborează în cuptoare electrice oțeluri de construcție, oțeluri pentru arcuri și țevi și oțeluri pentru ambutisare adîncă, utilizînd în încărcătura metalică burete de fier în proporție de circa 50% [3].

În Japonia, la firma Hitachi-Metals Industries, buretele de fier produs într-o instalație cu o capacitate de 10 000 t/an se utilizează la elaborarea oțelurilor pentru rulmenți, pentru scule etc. [5].

Folosirea de preferință a buretelui de fier în locul fierului vechi la cuptoarele electrice este determinată în primul rînd de faptul că acesta este un material mai omogen, lipsit de elemente dăunătoare (S, P, Cu, As, Sn) și la cuptoarele electrice se poate lucra cu două zgure fără prea mari dificultăți.

În comparație cu fierul vechi, utilizarea buretelui de fier la elaborarea oțelurilor în cuptoare electrice ridică două probleme mai importante : productivitatea cuptorului și consumul de energie electrică. Productivitatea depinde în primul rînd de extracția în metal obținută din buretele de fier, deoarece acest material mai conține încă oxizi de fier nereduși, care parțial pot trece în zgura primară. Consumul de energie electrică pentru elaborare este influențat în mod direct atît de cantitatea de oxizi de fier nereduși, cît și de cantitatea de steril din burete.

Se menționează, în acest sens, cîteva din rezultatele obținute într-o serie de încercări efectuate în străinătate.

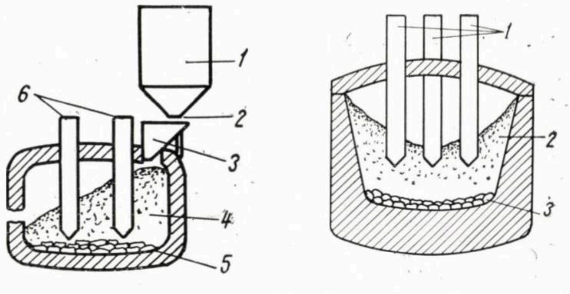
În încercările experimentale efectuate la oțelăria societății Republic Steel Corporation din Chicago S.U.A., cu o cantitate de 3 100 t brichete fabricate după procedeul R.N. avînd un conținut mediu de 95% Fe, s-a constatat că la o încărcătură din 40—60% brichete din burete de fier consumul de energie electrică a fost numai cu puțin mai mare decît cel de la șarjele normale cu fier vechi [8].

La uzina H.y.L. din Monterrey (Mexic) s-a observat că, folosind burete de fier cu circa 90% Fe, în proporție de 50% din încărcătură, consumul de energie electrică crește cu numai 10—15% față de o șarjă cu încărcătura numai din fier vechi [3].

O altă problemă care se pune la utilizarea buretelui de fier în cuptorul electric este legată de sistemul de încărcare a buretelui de fier. Există două metode de încărcare a buretelui de fier în cuptorul electric : metoda suedeză și cea utilizată la uzinele H.y.L. [9].

În Suedia buretele de fier se introduce cu ajutorul unei pîlnii printr-un orificiu practicat în bolta cuptorului. La ambele metode fierul vechi se așază pe vatra cuptorului, iar buretele de fier deasupra. Dintre cele două metode, ale căror scheme sînt arătate în figura 1, *a* (*1* — buncăr cu 4 t burete de fier ; *2* — dispozitiv de etanșare ; *3* — pîlnie ; *4* — burete de fier ; *5* — fier vechi ; *6* — electrozi) și în figura 1, *b* (*1* — electrozi ; *2* — burete de fier ; *3* — fier vechi) cea mai rațională pare să fie cea utilizată de uzinele H.y.L.

După această metodă buretele de fier cu temperatura de ieșire din instalație se încarcă în bene care se golesc în cuptor. Cînd operația de transport se face destul de repede, buretele de fier mai este încă roșu în momentul introducerii în cuptor. Încărcarea se face în așa fel ca buretele de fier să fie plasat către peretele cuptorului păstrînd la centru o denivelare de forma unui con cu vîrful în jos. Electrozii sînt cufundați în masa de burete de fier. Pe măsură ce topirea progresează, bucățile de burete de fier cad în baie. Sistemul acesta prezintă avan-



a Fig. 1 *b*

tajul că protejează pereții cuptorului în timpul topirii și folosește căldura sensibilă a buretelui de fier.

În ceea ce privește metoda de elaborare, se utilizează în toate cazurile elaborarea oțelului sub două zgure. Prima zgură formată din sterilul buretelui de fier este evacuată la sfîrșitul perioadei de topire. După aceasta se introduc în cuptor materialele necesare pentru formarea zgurei sub care se continuă elaborarea oțelului ca și pentru o încărcătură obișnuită.

Calculul încărcăturii și al energiei electrice suplimentare

Cantitățile de materiale din care este formată încărcătura unui cuptor electric cu arc, ce utilizează la topire burete de fier, precum și consumul suplimentar de energie electrică, pot fi determinate prin calcul [9], [10].

Acest calcul ia în considerare unele particularități ale buretelui de fier, spre deosebire de fierul vechi sau fonta solidă, care influențează parametrii procesului de elaborare. Astfel, buretele de fier, în afară de faptul că se oxidează foarte ușor la temperaturi ridicate, conține o cantitate variabilă de steril și de oxizi de fier neredusi.

În lucrarea de față calculul se referă la utilizarea buretelui de fier provenit din minereu indian, buretele folosit în cursul experimentărilor avînd următoarea compoziție chimică :

$$\mathrm{Fe}_{met} = 79\,\% \,;\ \mathrm{Fe}_{tot} = 88\,\% \,;$$

$$\frac{\mathrm{Fe}_{met}}{\mathrm{Fe}_{tot}} \cdot 100 = 89\,\% \,;\ \text{oxigen} = 3{,}4\,\% \,;$$

$$\text{steril} = 8{,}6\,\%.$$

Calculul se bazează pe următoarele considerente :

— Pentru o tonă de oțel este necesară o cantitate de 1 050 kg Fe ;

— În sterilul evacuat din cuptor sub formă de zgură primară se admite circa 7 % Fe și pentru formarea acestuia se indică raportul $CaO : SiO_2 = 1{,}2-1{,}7$. Avînd în vedere că buretele de fier conține circa 3,5 % SiO_2 și urme de CaO, rezultă că la o tonă de burete de fier va trebui adăugată o cantitate de 42—60 kg CaO. Acoperitor se ia cantitatea de 60 kg CaO/t burete de fier ;

— Reducerea oxizilor de fier se face cu cocs, care conține : 89 % C și 10 % cenușă. Gazele care se degajă în timpul reducerii trebuie să nu fie oxidante, adică să conțină mult CO. Din acest motiv reducerea fierului din oxizi de fier reziduali se face după următoarea reacție :

$$11\ \mathrm{FeO} + 10\ \mathrm{C} = 11\ \mathrm{Fe} + \mathrm{CO_2} + 9\ \mathrm{CO}\,;$$

— Cantitatea necesară de energie electrică pentru topirea unui kilogram de zgură se ia 0,63 kWh [1] și pentru consumarea unui kilogram de oxigen — 2,821 kWh [9].

— Randamentul energiei electrice suplimentare, necesară pentru topirea sterilului sau reducerea oxizilor de fier din burete, este de 75 % ;

— Oțelul elaborat conține în medie 0,3 % C.

Pentru ușurința calculului se notează cu :

Fe_T — procentul de fier total din burete ;
O_B — procentul de oxigen legat de fierul din burete ;
G_B — procentul de steril din burete ;
Z — cantitatea de zgură ce se obține dintr-o tonă de burete de fier, kg ;
Q — cantitatea necesară de burete de fier, kg/t de oțel ;
c — cantitatea de cocs necesară pentru o tonă de burete de fier, kg ;
W — energia electrică suplimentară pentru o tonă de burete de fier, kWh.

Pe baza celor menționate se obțin următoarele formule pentru calculul încărcăturii și al energiei electrice suplimentare :

$$Q = 1\,050\,\frac{1\,000}{10\ \mathrm{Fe}_T - 0{,}77\ \mathrm{G}_B}\,;$$

$$Z = 11\ G_B + 0{,}77\ \mathrm{O}_B + \frac{337}{Q} + 60\,;$$

$$c = 7{,}7\ \mathrm{O}_B - 0{,}176\ \mathrm{G}_B + \frac{3\,370}{Q}\,;$$

$$W = 37{,}6\ \mathrm{O}_B + 0{,}76\ Z.$$

Înlocuind în formulele prezentate datele caracteristice buretelui de fier obținut din minereu indian, rezultă următoarele cantități suplimentare față de o șarjă obișnuită elaborată numai cu fier vechi (tabela 1).

Tabela 1

Denumirea	Unitatea de măsură	Pentru 1 t de burete de fier	Pentru 1 t de oțel	Pentru elaborare în cuptor de 0,5 t
Fier vechi	kg	—	—	1 050
Burete de fier	kg	—	1 200	—
Zgură primară	kg	157,50	189	100 *
Cocs	kg	29,1	35	15
Var	kg	60	72	80
Energie electrică	kWh	247,5	297	750—800

* Cantitatea totală de zgură rezultată la elaborare.

Comparativ, în tabela 1, se menționează și consumurile specifice (kg/t de oțel) realizate la un cuptor de 0,5 t capacitate.

Experimentări de topirea buretelui de fier

Încercările s-au făcut într-un cuptor electric cu arc cu o capacitate de 0,5 t și au avut drept scop stabilirea condițiilor tehnologice de elaborare a oțelului în cuptoare electrice, utilizînd în încărcătură burete de fier.

S-au urmărit, în special, particularitățile folosirii în cuptorul electric a buretelui de fier de minereu indian și, în funcție de proporția buretelui de fier din încărcătura metalică a cuptorului, variația principalilor parametri tehnologici, pentru o anumită marcă de oțel.

Pentru aceasta, s-a elaborat un număr de 40 șarje, dintre care : 5 șarje de referință avînd încărcătura formată din fier vechi, 5 șarje cu 33% adaos de burete în încărcătură, 15 șarje cu 55% adaos de burete în încărcătură, 12 șarje cu 79% adaos de burete în încărcătură și 3 șarje cu încărcătura formată numai din burete de fier.

La toate încercările, înainte de încărcarea materialelor, s-a acoperit vatra cuptorului cu un strat subțire din cantitatea suplimentară de var introdus, metodă utilizată și în străinătate [9]. În felul acesta se obține o mai bună protecție a vetrei cuptorului la acțiunea corozivă a sterilului acid din burete.

O dată cu buretele de fier s-a introdus o cantitate de 3–12% cocs, adăugat inițial în minereul supus procesului de reducere directă, pentru reducerea oxizilor de fier reziduali în burete, și restul cantității suplimentare de var. Comparativ cu fierul vechi, buretele de fier s-a încărcat destul de repede în cuptor. Spre deosebire de șarjele elaborate numai cu fier vechi, topirea șarjelor cu adaos de burete a decurs liniștit, fără șocuri. În timpul topirii s-a observat o degajare de gaze ca urmare a reacției de reducere dintre FeO și C din burete și a cantității de gaze existente în porii buretelui de fier. Aceste gaze formate în mare parte din CO și CO_2 protejează într-o anumită măsură buretele de fier împotriva reoxidării.

După topirea întregii cantități de burete s-a întrerupt curentul electric, iar zgura primară a fost evacuată din cuptor. S-au introdus apoi fondanții necesari formării unei noi zgure, după care s-a continuat elaborarea în mod obișnuit. În cursul încercărilor s-au înregistrat o serie de date privind mersul procesului de elaborare, precum și cantitățile de materiale folosite în acest scop.

Rezultatele obținute, în cadrul fiecărei categorii de încercări, diferă de la o șarjă la alta datorită capacității mici a cuptorului în care s-au făcut încercările, precum și a inerției sale termice reduse.

Din acest motiv nu s-au putut prezenta rezultate medii pe baza cărora să se poată trage concluzii certe privind principalii indici tehnico-economici ai procesului de elaborare, folosind burete de fier în încărcătură.

Informativ se redau, în tabela 2, cîteva șarje ai căror parametri principali ai procesului de elaborare au valori mai apropiate. Ca durată de topire și elaborare, din tabela 2 se observă că cele mai bune rezultate se obțin în cazul încărcăturii formate din 33 și 55% burete de fier, unde valorile înregistrate sînt aproximativ egale cu cele corespunzătoare mersului de referință (100% fier vechi).

Tabela 2

Specificație	Unitatea de măsură	Conținutul de burete de fier (inclusiv cocs) în încărcătură, %							
		0		33	55		79		100
Numărul șarjei	—	1 683	1 685	1 828	1 696	1 697	1 701	1 705	1 710
Încărcătura metalică :									
— fier vechi (99% Fe)	kg	560	560	385	250	250	125	125	—
— burete de fier	kg	—	—	194	306	306	460	460	620
— cocs inclus în burete	kg	—	—	19	10	10	50	28	62
Conținut de Fe_{tot} în burete	%	—	—	75	89	88,6	89,1	81,2	83,80
Grad de reducere a buretelui de fier	%	—	—	51	96	93	99,0	70,5	88,0
Fier în încărcătură	kg	554	554	512	511	509	489	474	464
Cantitatea de oțel lichid	kg/șarje	537,2	523,5	440	504	494	445,2	413	392
Extracția în metal	%	97	94,5	86	98	97	91	87,0	85,0
Cantitatea de zgură	kg/t oțel lichid	104	—	227	210	323	426	581	1 020
Cantitatea de var	kg/t oțel lichid	55,8	76,3	113,4	119,40	121,6	179,7	170	382,7
Durata de topire	min/t oțel lichid	112	109	123	119	91	157	130	156
Durata de elaborare inclusiv topire	min/t oțel lichid	270	276	261	269	279	390	372	574
Consum de energie electrică pentru topire	kWh/t oțel lichid	—	553,77	432	456,3	526,3	584	460	714
Consum total de energie electrică	kWh/t oțel lichid	725	764	704	773	870	1 212	1 186	1 913
Compoziția chimică a oțelului :									
C	%	0,26	0,32	0,19	0,33	0,37	0,36	0,37	0,30
Si	%	0,14	0,22	0,18	0,21	0,38	0,44	0,22	0,14
Mn	%	0,74	0,77	0,65	0,62	0,72	0,72	0,50	0,44
S	%	0,010	0,012	0,022	0,006	0,004	0,004	0,012	0,004
P	%	0,024	0,027	0,035	0,032	0,023	0,040	0,020	0,031

Din încercările efectuate se constată de asemenea că utilizarea buretelui de fier la elaborarea oțelului în cuptoare electrice duce la creșterea cantității de zgură și la mărirea consumului de energie electrică. Așa cum se observă în figura 2, o dată cu mărirea proporției de burete de fier din încărcătură, se mărește cantitatea de zgură. Creșterea raportului dintre zgură și metal (fig. 2, 3 și 4) determină o majorare a consumului specific total de energie electrică (fig. 3), care în general crește o dată cu mărirea cantității de burete de fier din încărcătura cuptorului (fig. 4).

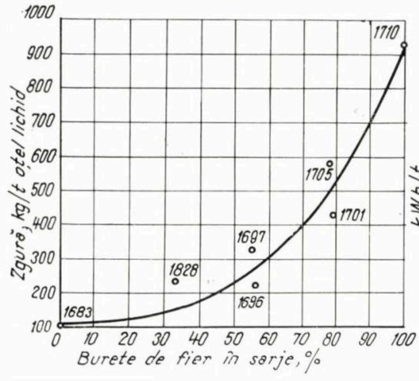


Fig. 2

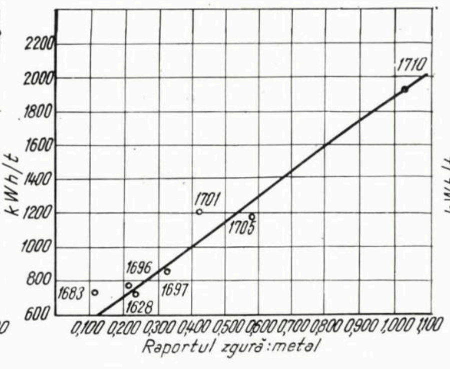


Fig. 3

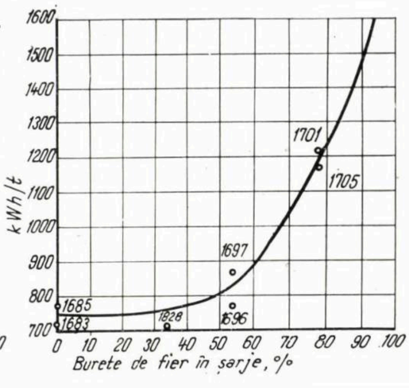


Fig. 4

Tabela 3

Denumirea	Compoziția chimică, %							
	C	Si_{max}	Mn_{max}	Cr	Ni	P_{max}	S_{max}	Cu_{max}
STAS 793–53	0,09–0,18	0,35	0,50	0,55–1,00	2,20–2,76	0,040	0,040	0,35
Șarja 1009	0,14	0,20	0,43	0,85	2,48	0,025	0,006	0,10

Proprietățile mecanice după îmbunătățire

	σ_r, kgf/mm²	σ_c, kgf/mm²	δ_5, %
STAS 793–53	80–100	min. 56	min. 14
Șarja 1009 *	93,8	72	14,5

* În miez după călire.

În cursul experimentărilor s-a urmărit obținerea unui oțel carbon obișnuit, marca OL50 B sau OL42 B. Din punct de vedere al compoziției chimice, majoritatea șarjelor elaborate s-au încadrat în limitele prevăzute de STAS.

În medie, conținutul de sulf al oțelului obținut din șarjele cu burete de fier este mai mic decît cel obținut din șarjele de referință, iar conținutul de fosfor a rămas aproximativ același.

În afara mărcilor de oțel menționate, s-a elaborat și un oțel aliat, marca 13 CN 25, utilizînd în încărcătură 50% burete de fier [11].

Compoziția chimică și proprietățile fizico-mecanice ale oțelului elaborat se încadrează în normele prevăzute de STAS (tabela 3).

De asemenea s-au mai elaborat și șarje cu conținut scăzut de carbon, siliciu, mangan.

Concluzii

Folosirea buretelui de fier la elaborarea oțelului în cuptoare electrice cu arc nu ridică probleme de ordin tehnologic, fiind posibilă obținerea oricărei mărci de oțel.

Obținerea unei tone de oțel, folosind o încărcătură formată numai din burete de fier, necesită un consum suplimentar de energie electrică și var care mărește prețul de cost al oțelului.

Buretele de fier fiind un material lipsit de elemente dăunătoare, ca : S, P, As, Cu, Sn este indicat a se utiliza la elaborarea unor mărci de oțeluri speciale unde creșterea prețului de cost al oțelului ar putea fi compensată de calitatea superioară a oțelului obținut.

BIBLIOGRAFIE

[1] Rău Al. *Elaborarea oțelurilor*. București, Editura tehnică, 1963.

[2] Volk W. și Banning L. *Producția experimentală a oțelului din pulbere de H-fier*. AIME Electric Furnace Proceedings, 1962.

[3] Celada J. ș.a. *Procedeul H.y.L. de fabricare a buretelui de fier*. C.D.S., nr. 5, 1960.

[4] Masi O. și Canizzo P. *Încercări de topire în cuptorul electric și Siemens Martin a fierului obținut prin reducerea directă*. Journal of The Iron and Steel Institute, martie, 1962.

[5] x x x Tetsu-to-Haganė Overseas, vol. 3, nr. 4, decembrie, 1963.

[6] Mazurov E.F. *Folosirea fierului spongios în încărcătura metalică a șarjelor de oțel*. Metallurg, nr. 11, 1964.

[7] Wiberg M. *Procedeul Wiberg de obținerea buretelui de fier*. Sovremennîe problemî metallurghi, Moscova, Editura Academiei de Științe a U.R.S.S., 1958.

[8] Weaver W.R. *Întrebuințarea brichetelor R.N. la cuptorul electric*. C.D.S., nr. 10, 1960.

[9] Astier J. *Reducerea minereurilor de fier și utilizarea în oțelărie a buretelui de fier sau a minereurilor reduse*. Revue de Métallurgie, nr. 10, 1962.

[10] Stalhed I.L. *Utilizarea buretelui de fier în cuptoarele electrice cu arc*. Journal of Metals, februarie, 1957.

[11] Hătărăscu O. *Încercări de folosire a buretelui de fier la elaborarea oțelurilor în cuptor electric*. Reducerea directă a minereurilor de fier, Biblioteca Analelor Româno-Sovietice, seria tehnică, nr. 6, 1962.

CZ 669.14.018.583: 669.18

Contribuții la determinarea relațiilor dintre elaborarea oțelului pentru tablă de transformator și pierderile electromagnetice

Prof. ing. AL. RĂU și dr. ing. SILVIA VACU
Institutul politehnic „Gh. Gheorghiu-Dej" – București

Tabla de transformator trebuie să se magnetizeze puternic și să se demagnetizeze imediat ce încetează acțiunea magnetizantă, deoarece cu creșterea inerției la schimbarea stării de magnetizare cresc pierderile magnetice sau pierderile histerezis P_h. Adăugînd la acestea și pierderile electrice prin curenți Foucault P_f, rezultă pierderile electromagnetice $P_{x/f}$ pentru o valoare x a inducției magnetice B (în mii Gauss) și o frecvență f a curentului (Hz) date :

$$P_{x/f} = P_h + P_f = k_1 \mathrm{H}_c + k_2 \frac{d^2 f^2 B^2}{\rho}, \ \mathrm{W/kg},$$

unde

k_1 și k_2 sînt coeficienți ; $k_1 = 0{,}199$ [1];
H_c – cîmp coercitiv, adică valoarea cîmpului magnetic (în Oersted) la care magnetismul dispare ;
d – grosimea tablei, mm ;
ρ – rezistivitatea electrică, Ω mm²/m°C.

Pentru ca pierderile electromagnetice să fie mici, trebuie ca tabla de transformator să aibă valori mici pentru cîmpul coercitiv și pentru inducția magnetică remanentă și valori mari pentru rezistivitatea electrică. Valorile acestor proprietăți sînt determinate de compoziția chimică a oțelului (de natura materialului feromagnetic) și de prelucrările plastice și termice suferite de acesta, deci de factori care determină structura tablei, elementul determinant pentru pierderile electromagnetice.

Influența compoziției chimice complexe se manifestă atît direct, prin însumarea influențelor fiecărui element, a incluziunilor nemetalice și a gazelor, cît și indirect, prin intermediul temperaturii și duratei recoacerilor la care este supus oțelul după laminare și care depind de compoziția chimică complexă.

Dintre elementele care intră în compoziția chimică a oțelului pentru tablă de transformator numai siliciul este unanim recunoscut ca util pentru proprietățile electromagnetice.

Alături de siliciu, începe să cîștige teren aluminiul, care dizolvat în ferită favorizează creșterea grăunților cristalini și îmbunătățește tăierea și ștanțarea tablelor. Adaosul de aluminiu permite, deci, mărirea conținutului de siliciu și, prin intermediul acestuia, micșorează pierderile electromagnetice. Părerile asupra aluminiului sînt însă contradictorii, atît în ce privește conținutul admisibil cît și însuși efectul lui.

Experiențele proprii cu adaos de aluminiu (0,8–1 kg/t) au dat rezultate mai bune decît cele fără aluminiu atît la elaborare și prelucrarea prin deformare și debitare, cît și în ceea ce privește pierderile electromagnetice.

Pentru a avea pierderi histerezis mici, trebuie ca, pe lîngă conținutul mare de siliciu, tablele să conțină foarte puțin carbon, deoarece, deși mărește rezistivitatea electrică ρ, carbonul este elementul cel mai vătămător. Conținutul de carbon care depășește limita de solubilitate în ferită (0,02% C) se precipită, în tabla laminată la cald și recoaptă, la limitele dintre grăunții cristalini, sub formă de cementită globulară [2] și, în parte, sub formă aciculară în interiorul grăunților cristalini, în cazul benzilor laminate la rece [3]. Aceste depuneri împiedică creșterea grăunților și măresc pierderile histerezis.

În ceea ce privește pierderile electrice, care reprezintă cel puțin 25% din pierderile electromagnetice totale, ele cresc cu creșterea mărimii grăunților cristalini ai structurii, atingînd o valoare maximă cînd mărimea grăunților este egală cu grosimea tablei. Valoarea cu care cresc pierderile electrice este însă mai mică decît cea cu care scad pierderile histerezis, din care cauză este mai bine ca grăunții cristalini să aibă mărimea 1—2 după STAS 5490—56 ($n = 16-32$). De asemenea, grăunții cristalini trebuie să fie uniformi ca mărime și să se prezinte puțin alungiți, forma alungită determinînd pierderi electromagnetice mai mici decît forma de poliedri regulați. Mărimea grăunților cristalini ai structurii și orientarea cristalină sînt influențate de laminare și recoacere, dar sînt determinate mai ales de elaborarea și turnarea oțelului, și în concluzie se poate spune că pierderile electromagnetice depind în măsură importantă de elaborarea oțelului, care determină incluziunile nemetalice și gazele care rămîn în tabla de transformator și care au o influență primordială.

Influența incluziunilor nemetalice diferă nu numai în funcție de conținut, ci și de compoziția lor, precum și de forma, mărimea și repartiția particulelor. Astfel, cînd conținutul depășește o anumită limită și particulele sînt fine și dispersate între grăunții cristalini ai structurii, aceștia sînt împiedicați să crească la recoacere. Ca urmare, crește cîmpul coercitiv H_c, deci cresc pierderile histerezis și scade permeabilitatea magnetică $\mu = B : H_c$. Deci, pentru a avea o structură care determină pierderi electromagnetice mici, conținutul de incluziuni nemetalice trebuie să fie cît mai mic și sînt mai puțin vătămătoare particulele mari, în număr mic, aflate în interiorul grăunților cristalini, cărora le-a servit drept germeni de cristalizare [4].

Influența gazelor rămase în oțel diferă în funcție de cantitatea și comportarea lor.

Hidrogenul mărește cîmpul coercitiv, deci mărește pierderile histerezis și micșorează permeabilitatea magnetică. Trebuie deci redus conținutul său, prin : asigurarea unei fierberi intense și suficient de îndelungate, corespunzător unui conținut de 0,30—0,50% C la topire ; subperioadă de fierbere liniștită scurtă (pentru decantarea particulelor în suspensie) și calcinarea obligatorie (la 1 000—1 100°C) a ferosiliciului. Experiența proprie a demonstrat că fără îndeplinirea acestor condiții nu se poate asigura o producție corespunzătoare de oțel pentru tablă de transformator, lucrînd fără tratarea oțelului în vid.

Azotul mărește pierderile histerezis și micșorează permeabilitatea magnetică. De asemenea, influențează conductibilitatea electrică mărind pierderile Foucault. Conținutul de azot nu va depăși prin urmare 0,005%.

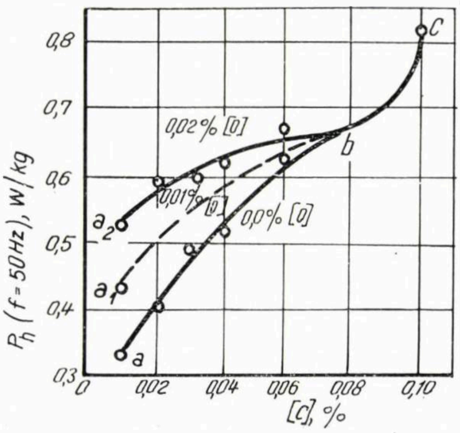


Fig. 1

Oxigenul liber (sau FeO) se găsește în cantități foarte mici, totuși mărește puternic cîmpul coercitiv și scade permeabilitatea magnetică, deci cresc pierderile histerezis. Efectul aceluiași conținut de oxigen diferă în funcție de conținutul de carbon în oțel [1]. Pierderile pentru 0% O_2 cresc puternic cu creșterea conținutului de carbon, creșterile fiind inadmisibil de mari la conținuturi peste 0,08% C (*a*, *b*, *c*, fig. 1). Crescînd conținutul de oxigen, cresc și pierderile histerezis după curbele a_1b, a_2b, la conținuturi mici de carbon predominînd efectul oxigenului. Dacă pierderile histerezis reprezintă 65% din pierderile totale $P_{10/50}$, acestea din urmă au valori de 0,91—1,02 W/kg pentru 0,02% O_2 și 0,02—0,08% C și rezultă că pentru a realiza pierderi sub 0,92 W/kg, cît se cere în fabricația actuală, trebuie ca elaborarea să asigure conținuturi maxime de 0,08% C și 0,010% O_2.

La un conținut mare de gaze oțelul se solidifică cu structură pronunțat dendritică (globulitică la conținuturi mici de gaze), deci, pe lîngă mărirea pierderilor electromagnetice, gazele înrăutățesc laminarea. De asemenea, măresc tendința spre îmbătrînire, mai ales azotul la conținuturi mari. Gazele măresc deci fragilitatea, respectiv reduce numărul de îndoiri pînă la ruperea tablei (4—12 la elaborarea în cuptor cu inducție fără vid și 12—14 în cuptor cu vid).

Între pierderile electromagnetice și factorii de care depind acestea, adică compoziția chimică, mărimea grăuntelui cristalin, impurificarea cu incluziuni nemetalice (caracterizate, de exemplu, prin punctajul i) și gaze (conținut total, g %) se poate scrie o relație de forma următoare :

$$P_{x/f} = k_c \cdot \mathrm{C} + k_{\mathrm{Mn}} \cdot \mathrm{Mn} + k_{\mathrm{S}} \cdot \mathrm{S} + k_x (\mathrm{Cu, Cr, W}) \pm$$
$$\pm k_g (\mathrm{V, Ti, Ni, Mo}) - (k_{\mathrm{Si}} \cdot \mathrm{Si} + k_{\mathrm{Al}} \cdot \mathrm{Al} + k_{\mathrm{P}} \cdot \mathrm{P}) +$$
$$+ k_n \cdot \sqrt{n} + k_i \cdot i + k_g \cdot g.$$

Relația se complică și mai mult dacă trebuie să se țină seamă și de efectul fiecărui gaz și al fiecărei incluziuni nemetalice în parte, iar determinarea valorilor numerice pentru variațiile cauzate de un anumit factor presupune posibilitatea de a menține ceilalți factori constanți. Ținînd seamă de numărul mare al acestora și de variabilitatea lor în cadrul proceselor de elaborare, laminare și recoacere, precum și de metodele de determinare insuficient de precise, se explică lipsa unor relații exacte și care să cuprindă toți factorii. Acest lucru rezultă și din următoarele exemple din literatură, pentru pierderile medii (longitudinal și transversal):

$$P_{10/50} = 25 \cdot \mathrm{C} + 0{,}17\ \mathrm{Si} + 0{,}1065\ n + 0{,}05\ i \qquad \text{(Trafo 1)}$$

$$P_{10/50} = 25 \cdot \mathrm{C} + 0{,}17\ \mathrm{Si} + 0{,}36\,(\mathrm{P} + \mathrm{S}) +$$
$$+ 0{,}38\ \mathrm{Al} - 0{,}18\mathrm{Mn} - 0{,}047\,(\mathrm{Ni} + \mathrm{Cr} + \mathrm{Cu}) +$$
$$+ 0{,}1065\ n + 0{,}05\ i \qquad \text{(Trafo 2)}$$

$$P_{10/50} = 62\ \mathrm{C} - \mathrm{Si} + 0{,}4\ n + 0{,}43\ i \qquad \text{(Dinamo 1)}$$

$$P_{10/50} = 62\ \mathrm{C} - \mathrm{Si} + 0{,}615\ \mathrm{Mn} + 0{,}15\ \mathrm{Al} -$$
$$- 4{,}04\,(\mathrm{P} + \mathrm{S}) - 0{,}0104\,(\mathrm{Ni} + \mathrm{Cr} + \mathrm{Cu}) +$$
$$+ 0{,}4\,n + 0{,}43\,i \qquad \text{(Dinamo 2)}$$

Comparativ se dau și două relații determinate de ICEM în condițiile de la noi pentru table de dinam :

$$P_{10/50} = 8{,}3\ \mathrm{C}\,(1 - 120\ \mathrm{C}^3) + 0{,}6\ \mathrm{Si} + 10\mathrm{S} -$$
$$- (5\mathrm{Mn} + 83\ \mathrm{P}) + 3{,}555 \qquad \text{(Tablă U.C.M.R.)}$$

$$P_{10/50} = 8\ \mathrm{C} + 0{,}155\ \mathrm{Si} + 54\ \mathrm{S} - (4{,}6\ \mathrm{Mn} +$$
$$+ 82\ \mathrm{P}) + 3{,}5 \qquad \text{(Tablă C.S.N.).}$$

În primul rînd se constată o neconcordanță între semnele coeficienților ca și între valorile acestora, chiar și pentru elementele a căror influență este cunoscută precis (Si, Al, Mn). Se mai constată că unele relații cuprind un număr foarte mic de factori. Toate acestea arată că pentru fundamentarea relațiilor de dependență dintre pierderile electromagnetice și factorii de care depind acestea, sînt necesare încă multe precizări și determinări cantitative, asupra fiecărui factor în parte. În acest sens, în cele ce urmează se urmărește să se aducă o contribuție la precizarea relației dintre pierderile electromagnetice și conținutul de incluziuni nemetalice din oțelul pentru tablă de transformator, elaborat în cuptorul electric cu inducție. În aceste condiții, pe lîngă compoziții chimice în limite foarte strînse (de exemplu max. 0,02 % C la elaborarea în cuptoare cu inducție în vid și max. 0,04 % C la elaborarea fără vid), se poate admite că și conținutul de gaze rămase în oțel este constant și scăzut, datorită mișcării turbionare și vidului, cînd acesta este folosit. Conținutul acestor gaze în oțelul elaborat fără vid este ceva mai ridicat, însă diferența influențează puțin poziția curbei pierderilor electromagnetice (mărește puțin pierderile). În aceste condiții, valorile măsurate pentru pierderile electromagnetice pot fi reprezentate în funcție de conținutul total de oxigen liber (sau ca FeO) și legat în incluziunile nemetalice stabile (SiO_2, Al_2O_3). Se obține curba din figura 2, ramura din stînga corespunzînd elaborării în vid, iar ramura din dreapta, elaborării fără vid.

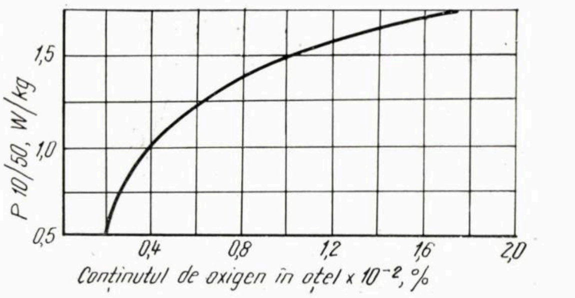


Fig. 2

Ecuația cea mai probabilă a curbei de variație a pierderilor electromagnetice este :

$$y = a + bc^x \qquad (1)$$

în care :

x este conținutul de oxigen, % × 10^2;
y — pierderile electromagnetice, W/kg.

Pentru determinarea valorilor a, b, c, s-au ales pe curbă trei puncte avînd coordonatele : $x_1 = 0{,}50$ și $y_1 = 1{,}10$; $x_2 = 1{,}50$ și $y_2 = 1{,}65$; $x_3 = 1{,}0$ și $y_3 = 1{,}50$.

Distanțele dintre puncte sînt suficient de mari încît să se respecte relația :

$$x_3 = \frac{1}{2}(x_1 + x_2).$$

Această relație se poate scrie sub forma :

$$x_3 \log c = \frac{1}{2}(x_1 \log c + x_2 \log c).$$

Din ecuația (1) pusă sub forma $c^x = \frac{y - a}{b}$ se deduce valoarea :

$$x_3 \log c = \log \frac{y - a}{b}.$$

Înlocuind această valoare se obține :

$$\log \frac{y_3 - a}{b} = \frac{1}{2}\left(\log \frac{y_1 - a}{b} + \log \frac{y_2 - a}{b}\right) =$$

$$= \log \sqrt{\frac{(y_1 - a)\,(y_2 - a)}{b^2}};$$

$$(y_3 - a)^2 = (y_1 - a)\,(y_2 - a);$$

$$a = \frac{y_1 y_2 - y_3^2}{y_1 + y_2 - 2y_3} = \frac{1{,}1 \cdot 1{,}65 - 1{,}5^2}{1{,}1 + 1{,}65 - 2 \cdot 1{,}5} = 1{,}74.$$

Dacă în relația $y - a = bc^x$ dedusă din ecuația (1) se înlocuiesc valorile coordonatelor $x_1 y_1$, și $x_2 y_2$, se obține un sistem de două ecuații cu două necunoscute :

$$y_1 - a = bc^{x1} = 1{,}1 - 1{,}74 = -\,0{,}64$$

$$y_2 - a = bc^{x2} = 1{,}65 - 17{,}4 = -0{,}09.$$

Rezolvînd, se obțin valorile b și c :

$$b = \frac{-\,0{,}64}{c^{0,5}} = \frac{-\,0{,}09}{c^{1,5}} \text{ sau } \frac{0{,}64 \;\; c^{1,5}}{0{,}09 \;\; c^{0,5}} = 1$$

$$c = \frac{0{,}09}{0{,}64} = 0{,}14 \text{ și } b = \frac{-\,0{,}64}{c} = -\,1{,}71.$$

Cu aceste valori, ecuația curbei din figura 1 este :

$$y = 1{,}74 - 1{,}71 \times 0{,}14^x. \tag{2}$$

Valorile obținute cu această ecuație corespund celor determinate, cu abateri de ordinul — 2,85% la valori mari ale lui y și de ordinul + 7,25% la valori mici ale pierderilor electromagnetice.

Deoarece oxigenul se găsește aproape complet legat, proporția de oxigen liber (sau ca FeO) fiind foarte mică și constantă, se poate admite că, creșterea pierderilor electromagnetice este determinată, în primul rînd, de creșterea conținutului de incluziuni nemetalice stabile, conținut care crește cu creșterea conținutului total de oxigen. Această ipoteză este întărită de relația determinată între pierderile electromagnetice și conținutul de incluziuni nemetalice stabile. Curba rezultată (fig. 3) se suprapune aproape cu cea din figura 2 și ecuația ei este tot de forma $y = a + bc^x$. Alegînd punctele de pe curbă avînd coordonatele :

$$x_1 = 0{,}50;\; y_1 = 0{,}75;$$

$$x_2 = 3{,}50;\; y_2 = 1{,}64;$$

$$x_3 = 2{,}00;\; y_3 = 1{,}38$$

și făcînd aceleași operații ca în cazul relației dintre oixgen și pierderi, se obține următoarea ecuație :

$$y = 1{,}83 - 1{,}43 \times 0{,}56^x. \tag{3}$$

Valorile obținute cu această ecuație sînt identice cu cele obținute prin determinări, pentru conținuturi de incluziuni nemetalice stabile în limitele 0,010—0,050%, respectiv pentru pierderi electromagnetice de 0,5—1,8 W/kg. Ecuația dedusă corespunde prin urmare întregului domeniu de pierderi ale tablelor de transformator în stadiul actual.

Valorile determinate pentru a, b, c, din ecuația precedentă, sînt valabile pentru condițiile considerate în ce privește prezentarea incluziunilor nemetalice, felul și conținutul de gaze și structura oțelului (deci compoziția chimică, laminarea și recoacerea). În aceste condiții, pentru a avea pierderi electromagnetice $P_{10/50} \leqslant 0{,}92$ W/kg, trebuie ca oțelul să conțină sub 0,0032% O_2 (fig. 2), respectiv sub 0,0075% incluziuni nemetalice stabile (fig. 3).

În oțelul pentru tablă de transformator elaborat în cuptorul electric cu arc și netratat în vid, conținutul și prezentarea incluziunilor nemetalice diferă, iar conținutul de gaze este mai mare. De asemenea, compoziția chimică poate fi mai puțin corespunzătoare ; în primul rînd poate fi mai mare conținutul final de carbon la elaborare și după recoacere. Corespunzător sînt mai mari pierderile electromagnetice, valorile acestora înscriindu-se pe o curbă în prelungirea celei din figura 3, respectiv din figura 2, și care se va deplasa în sus cel puțin cu valoarea de pe curba *a b c* din figura 1, corespunzătoare diferenței dintre conținuturile de carbon. Condiția ca pierderile electromagnetice să nu depășească 0,92 W/kg nu poate fi deci respectată decît de puține uzine.

Aceste considerații, împreună cu cunoștințele referitoare la influența diferitelor elemente asupra pierderilor electromagnetice, justifică condițiile severe impuse de norme pentru compoziția chimică a oțelului pentru table de transformator. Pe această linie se poate înscrie și propunerea din tabela 1, cu privire la îmbunătățirea compoziției chimice prevăzute în STAS, ținînd seamă și de limitele întîlnite în litera-

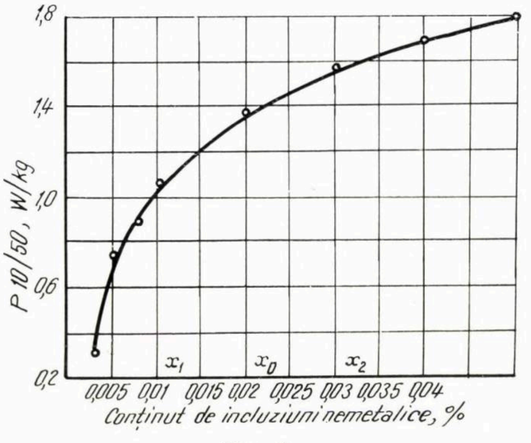


Fig. 3

Tabela 1

Element, %	Oțel E_{IV} STAS	Din literatură*	Propunere
Si	3,50—4,40	2,80—4,80	3,70—4,50**
Mn	max. 0,30	0,10—0,20	0,10—0,20
C	max. 0,08	max. 0,05 —0,08	0,05—0,08
P	max. 0,025	max. 0,01 —0,02	max. 0,02
S	max. 0,020	max. 0,003—0,02	max. 0,02
Cu	—	max. 0,10—0,30	max. 0,20
Cr	—	max. 0,02 —0,04	max. 0,04
Ni	—	max. 0,010—0,15	max. 0,15

* Pentru benzi laminate la rece 2,80—3,70% Si

** Se admit valori maxime în aceste limite

tură pentru oțeluri elaborate în cuptoare electrice cu arc și cu inducție.

Folosind oxigen în loc de minereu se poate coborî conținutul de carbon pînă la 0,03%, fără pericol de supraoxidare. Limitarea conținutului de carbon la max. 0,08% permite un grad de libertate suficient de mare în perioada de dezoxidare și nu impune eforturi exagerate pentru reducerea conținutului de carbon prin operațiile de recoacere.

Prin fixarea rigidă a compoziției chimice se asigură o producție de oțel de calitate mai uniformă, însă nu se rezolvă decît în parte problema calității tablei de transformator, fiind necesar să se stăpînească și conducerea elaborării și turnării, astfel încît să se asigure un grad mare de puritate a oțelului în gaze și incluziuni nemetalice de orice fel (oxizi, silicați, sulfuri).

Din cele expuse rezultă că pentru elaborarea oțelului pentru table destinate fabricației de transformatoare moderne, trebuie să se aleagă procedeul care asigură cele mai mici pierderi electromagnetice, o importanță deosebită avînd tratarea oțelului în vid. Mai rezultă că sînt necesare cercetări atît pentru stabilirea unor relații de dependență mai precise între pierderile electromagnetice și factorii care le produc, cît și pentru îmbunătățirea elaborării în scopul reducerii conținutului de gaze și incluziuni nemetalice și al îmbunătățirii prezentării acestora.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Metals Handbook*. Edition Cleveland The American Society for Metals, 1948.

[2] *S. G. V. Postoiania Komissia po ekonomiceskim i Naucinîm Tehniceskim Standaram v oblasti cernoi metallurghii.* Sbornik-dokladov sdelannîh na tevreticeskom kollokviume po magnitno-miagkim materialam, tom 1,3; 18—21 Martie 1958. Țentralnîi Naucino-Isledovateliskii Institut Cernoi metallurghii Moscova.

[3] *Energhetika za rubejom transformatorî*. Vîpusk 1. Moscova, Leningrad, Gosenergoizdat, 1958.

[4] Fellicht K. și Kutscher H. Neue Hütte, nr. 9, 1957, p. 525.

CZ 669.14.018.58: 621.762

Materiale magnetice moi din pulberi de Alsifer

Ing. AURELIA PROTOPOPESCU
Institutul de cercetări metalurgice

și

ing. S. CEDIGHIAN
Institutul de cercetări și proiectări pentru industria electrotehnică

Este cunoscut faptul că materialele magnetice moi, la funcționarea în cîmpuri alternative, pierd, într-o măsură mai mare sau mai mică, parametrii lor magnetici superiori [1]. În această privință, datorită conductibilității sale electrice ridicate, și deci a pierderilor foarte mari prin curenți turbionari în cîmpuri magnetice alternative, cel mai necorespunzător este fierul pur.

Trecerea de la fier la aliajele fier-siliciu și fier-siliciu-aluminiu, ca și trecerea de la permalloy obișnuit, fier-nichel, la permalloy de tipul fier-nichel-molibden, a fost determinată în special de tendința de a obține materiale cu o rezistență electrică mai mare și care să se caracterizeze prin pierderi magnetice mult mai mici [2]. Avînd în vedere însă tratamentul termic complicat al aliajelor magnetice moi de tip permalloy și prezența, în aceste materiale, a metalelor deficitare pentru țara noastră, ca nichelul, cromul, vanadiul, s-au făcut cercetări pentru punerea la punct a tehnologiei de fabricare a materialelor magnetice moi de tip Alsifer, denumite și Sendust, utilizate în: circuitele magnetice ale bobinelor de înaltă frecvență; transformatoare pentru aparataj radio; miezuri pentru bobine de inductanță; transformatoare destinate în telecomunicații prin fir etc.

Elaborarea materialelor magnetice din aliaj Alsifer prin metoda clasică de topire și turnare sub formă de tor este legată de o serie de inconveniente, printre care: structură neomogenă, cu defecte de turnare, care determină anizotropia proprietăţilor magnetice, rezistenţe mecanice mici din cauza structurii cristaline grosolane, obţinută la turnare, care face ca aliajul să fie foarte casant ; prelucrare mecanică aproape imposibilă, din cauza fragilităţii mari a aliajului.

Utilizînd metoda metalurgiei pulberilor pentru elaborarea magneţilor de acest tip, există posibilitatea de a obţine aliajul cu un grad mare de puritate, cu structură fină, omogenă, cu proprietăţi magnetice izotrope [6].

În plus, elaborarea prin turnare nu este mai economică pentru fabricarea pieselor de dimensiuni mici, întrucît rezultă deşeuri mari. Folosind metoda metalurgiei pulberilor, indicată în special pentru magneţii de dimensiuni mici, se obţine precizia formei şi dimensiunilor şi se evită deşeurile.

Cercetări de laborator

Compoziţia chimică a aliajului. Literatura de specialitate indică o gamă largă de compoziţii pentru materialele de tip Alsifer, şi anume : 5—7% Al ; 9—11,5% Si ; rest Fe [1], [3], [4], [7].

În lucrarea de faţă s-au cercetat un număr de peste 40 aliaje de compoziţii chimice diferite, şi s-au obţinut valori maxime ale permeabilităţii magnetice iniţiale pentru un anumit raport între elementele componente, calculate în procente atomice, aşa cum se arată în diagrama reprezentată grafic în figura 1.

Se observă că raportul optim corespunde aproximativ la valoarea 2,25—2,3 adică la compoziţia chimică : 7,2% Al ; 10,9% Si ; 81,9% Fe, care s-a luat ca bază pentru elaborarea aliajelor cercetate.

Conform diagramei de echilibru termic, comprimatele din pulberi, tratate termic, avînd compoziţia chimică indicată, sînt alcătuite structural din următorii constituenţi : soluţie solidă cu bază de Feα în care s-a dizolvat aluminiu şi siliciu (fig. 2 şi 3) ; compusul chimic $AlFe_3$, precipitat lamelar în interiorul grăunţilor de ferită, ca rezultat al transformărilor structurale în stare solidă (fig. 3).

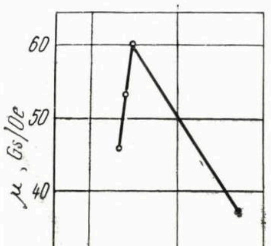


Fig. 1

La elaborarea materialelor s-au folosit materii prime foarte pure, întrucît este cunoscută acţiunea dăunătoare a carbonului şi oxigenului asupra cîmpului coercitiv [4]. Acest fenomen este explicat de teoria incluziunilor prin existenţa unei dimensiuni critice a incluziunilor nemagnetice, care produce cea mai rapidă creştere a cîmpului coercitiv şi a pierderilor prin histerezis.

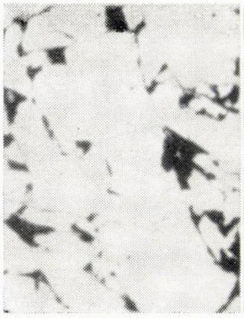


Fig. 2

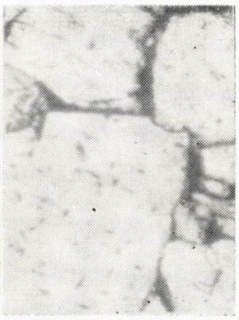


Fig. 3

Pentru acest motiv, conţinutul în oxigen care se găseşte ca impuritate în pulberile metalice sub formă de incluziuni de oxizi, gaze adsorbite etc. trebuie să fie foarte redus, întrucît oxizii care se găsesc în interiorul particulelor influenţează nefavorabil proprietăţile magnetice ale produsului finit, neputînd fi eliminaţi prin reducere în hidrogen, la tratamentele termice ulterioare.

Carbonul este o altă impuritate dăunătoare proprietăţilor, în cazul materialelor magnetice obţinute din pulberi metalice. Pînă la conţinutul de 0,006% carbonul se dizolvă în reţeaua fierului α ; la conţinuturi mai mari, precipită sub formă de cementită. Materiile prime folosite au fost : fier tip Armco, produs în ICEM, cu un conţinut de max. 0,03% C ; siliciu metalic pur (import) ; deşeuri de aluminiu pur 99,5%.

Elaborarea aliajului. Aliajul ternar Al-Si-Fe a fost elaborat într-un cuptor de topire încălzit prin inducţie, de înaltă frecvenţă, astfel încît durata totală de elaborare a unei şarje a fost de numai 6 min.

Căptuşeala creuzetului a fost acidă (silica) ; turnarea sub formă de bară s-a făcut în cochilie metalică. După solidificare, barele s-au scos din cochilie, s-au introdus în apă rece, pentru mărirea fragilităţii necesare măcinării. Concomitent s-a produs şi o oxidare parţială a aliajului.

După turnare aliajul a fost măcinat, iar pulberile rezultate au fost supuse unui tratament termic de detensionare, la 650°C în atmosferă de hidrogen, timp de 2 h, pentru înlăturarea tensiunilor interne care iau naştere în timpul măcinării şi care influenţează negativ presabilitatea şi proprietăţile magnetice.

Granulometria pulberii. Este cunoscut faptul că la piesele din pulberi metalice, valoarea cîmpului coercitiv H_c crește pe măsură ce scade dimensiunea particulelor (fig. 4, *a*) [5].

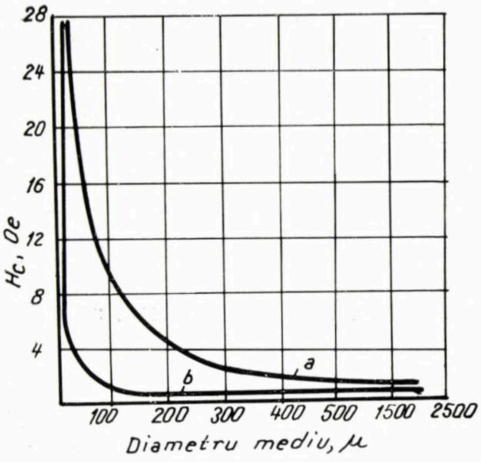


Fig. 4

Chiar și în cazul în care pulberile au suferit o recoacere la temperaturi înalte pentru detensionare (fig. 4, *b*) valoarea cîmpului coercitiv crește brusc la diametre ale particulelor sub 50 μ, ceea ce duce implicit la o scădere a valorilor permeabilității magnetice.

Prin introducerea particulelor fine de pulberi, mai mici de 0,063 mm, într-o masă de particule mai mari, cu dimensiuni cuprinse între 0,063 și 0,10 mm, porozitatea totală se reduce, particulele mici sînt înglobate în golurile dintre cele mari, obținîndu-se astfel o compactizare mai bună decît în cazul utilizării numai de particule sub 0,063 mm. În lucrarea de față piesele sub formă de toruri au fost elaborate prin comprimarea pulberilor Alsifer, de diferite granulații.

Ca o consecință, valorile proprietăților magnetice obținute pe aceste piese sînt mai mari decît în cazul pieselor obținute prin presarea numai de pulbere fină (tabela 1, fig. 5).

*Tabela 1**

Permeabilitatea magnetică inițială, Gs/Oe, pentru Mărimea particulelor de: 0,063 mm	Permeabilitatea magnetică inițială, Gs/Oe, pentru Mărimea particulelor de: 60% < 0,063 mm 40% 0,063 – – 0,10 mm	Forța de presare, tf/cm²	Modul de izolare a particulelor	Simbol
37,8	66,75	16	oxidare la 500°C în aer	A
47,0	73,0	16	adaos de 0,5 % Al_2O_3	B
46,0	55,6	16	adaos de 1 % Al_2O_3	C
43,25	56,9	16	adaos de email sticlă	F

* Tratamentul termic al pulberii după măcinare: 650°C, 2 h, H_2; Tratamentul termic al comprimatelor: 650°C, 2 h, H_2.

Tratamentul termic al pulberii. În vederea obținerii pulberii aliate de granulație corespunzătoare, aliajul obținut prin topire și turnare, foarte fragil, a fost măcinat în mori cu bile de oțel la diferite durate de măcinare: 4, 5, 8, 10, 28 h. S-a constatat, la durate mari de măcinare, că materialul se ecruisează puternic, ceea ce duce la creșterea valorilor cîmpului coercitiv și implicit la scăderea permeabilității magnetice. Este cunoscut faptul că ecruisarea cu numai 0,5—1 % poate provoca scăderea permeabilității magnetice maxime (μ maxim) cu circa 25—30 %.

Pentru înlăturarea ecruisajului, pulberile obținute din aliajul turnat prin măcinare la o durată de 4 h au fost supuse unui tratament termic de detensionare, la 650°C, în curent de hidrogen, timp de 2 h, în vederea înlăturării tensiunilor interne care influențează negativ proprietățile magnetice.

În continuarea cercetărilor, se propune detensionarea pulberilor de Alsifer după măcinare, la temperaturi de circa 800°C, cînd se presupune că are loc, concomitent cu înlăturarea tensiunilor interne, și reducerea peliculei neuniforme de oxizi care se formează în timpul topirii, precum și arderea carbonului conținut în materia primă.

De asemenea, se propune ca linie de cercetare viitoare pulverizarea aliajului topit pentru obținerea directă a pulberilor de Alsifer, fără a mai fi necesară măcinarea ulterioară a aliajului turnat și deci ecruisarea pulberii.

Izolarea pulberii. Problema cea mai importantă pentru obținerea unor materiale metalice cu rezistență electrică mare și pierderi magnetice prin curenți turbionari cît mai reduse este izolarea particulelor între ele, prin crearea unei pelicule nemetalice la suprafața acestora [4].

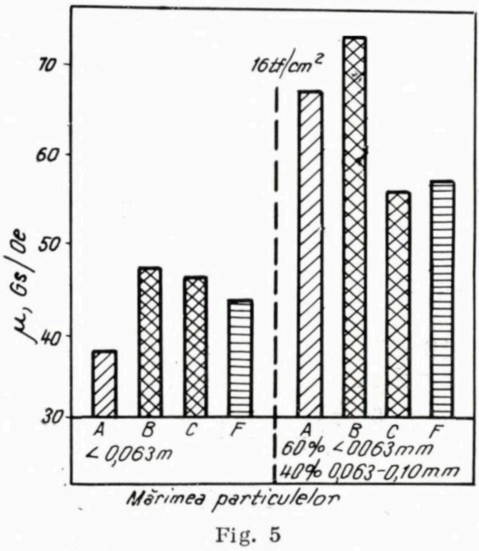


Fig. 5

O izolare optimă impune următoarele condiții: stratul izolator să fie subțire de aproximativ 1μ și să acopere uniform particula; să adere perfect la suprafața particulei; să fie suficient de elastic pentru a nu se desprinde în timpul presării și pentru a permite mobilitatea particulelor în timpul comprimării ; să nu se dizolve în liantul adăugat pentru presare ; să nu fie higroscopic pentru a nu facilita coroziunea piesei ; să reziste la temperaturile de sinterizare a pieselor ; pierderile dielectrice ale stratului izolator datorită cîmpurilor disperse și curenților capacitivi care străbat torul să fie minime.

S-au studiat mai multe variante de izolare a particulelor de pulberi, și anume : oxidarea pulberii ; adaos de alumină în diferite procente în volum : 0,5 ; 1,0 ; 1,5 ; 3 % ; adaos de email de sticlă.

În tabela 2 și în figura 6 sînt indicate valorile permeabilității magnetice inițiale, obținute în funcție de natura peliculei izolante, realizate la suprafața particulelor.

Se constată o izolare bună în piesele obținute prin presarea pulberilor cu 16 tf/cm² în cazul adaosului de 0,5% Al_2O_3.

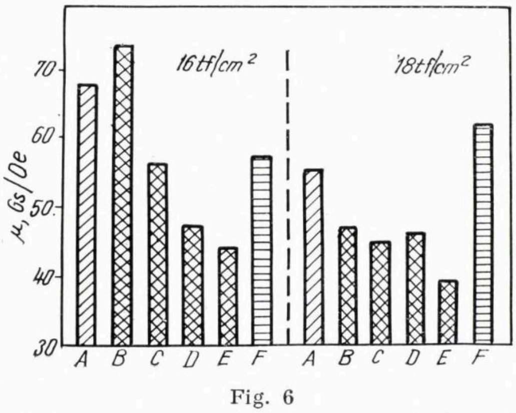


Fig. 6

Pe parcursul încercărilor nu au fost însă reproductibile rezultatele obținute folosind adaos de alumină, întrucît nu s-a reușit o omogenizare perfectă a pulberilor de aliaj cu alumină, pe cale mecanică.

Izolarea naturală prin oxidarea particulelor metalice pînă la o grosime a stratului de oxid de ordinul micronilor (fig. 7, × 10 000) a dus, de asemenea, la realizarea unei permeabilități magnetice optime.

Pelicula de email de sticlă s-a dovedit aderentă și rezistentă la presiuni foarte mari, de pînă la 18 tf/cm², în timp ce la această presiune celelalte pelicule s-au spart.

Presarea s-a efectuat la presiuni mari, între 10 și 18 tf/cm², pentru a obține comprimate suficient de rezistente, care să-și păstreze forma și să permită manipularea lor fără precauții speciale.

S-a presupus că se obțin valori ale caracteristicilor magnetice, cu atît mai bune cu cît forța de presare este mai mare și, de aceea, s-au făcut încercări folosind presiuni pînă la 18 tf/cm². Din rezultatele obținute s-a observat un maxim al proprietăților magnetice pentru presiunea de 16 tf/cm². Aplicarea unor presiuni mai mari provoacă apariția defectelor, fisuri ale particulelor metalice (fig. 8), sfărîmarea peliculei izolante etc., ceea ce duce în final la valori scăzute ale proprietăților fizico-mecanice.

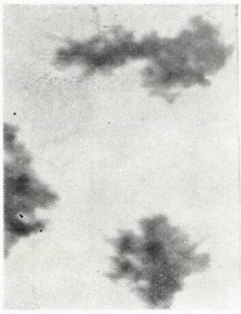


Fig. 7

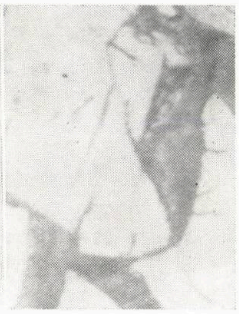


Fig. 8

În tabela 2 (fig. 9) sînt prezentate valorile permeabilității magnetice inițiale la piesele obținute în condiții diferite de presare.

*Tabela 2**

Simbol	Modul de izolare a particulelor metalice	Permeabilitatea magnetică inițială, Gs/Oe			
		Forța de presare, tf/cm²			
		10	14	16	18
A	Oxidare în aer la 500°C	30	45,8	66,75	55,0
B	Adaos de 0,5 % Al_2O_3	30	35,5	73,00	46,5
C	Adaos de 1,0 % Al_2O_3	36,8	51,7	55,60	44,5
D	Adaos de 1,5 % Al_2O_3	30,0	35,5	46,70	46,0
E	Adaos de 3,0 % Al_2O_3	31,8	39	43,80	39,0
F	Adaos de email de sticlă	38	53,2	56,90	61,5

* – granulometria pulberii: 60% < 0,63 mm; 40% – 0,063 – 0,10; tratamentul termic al pulberii după măcinare: 650°C, 2 h, H_2; tratamentul termic al comprimatelor: 650°C, 2 h, H_2.

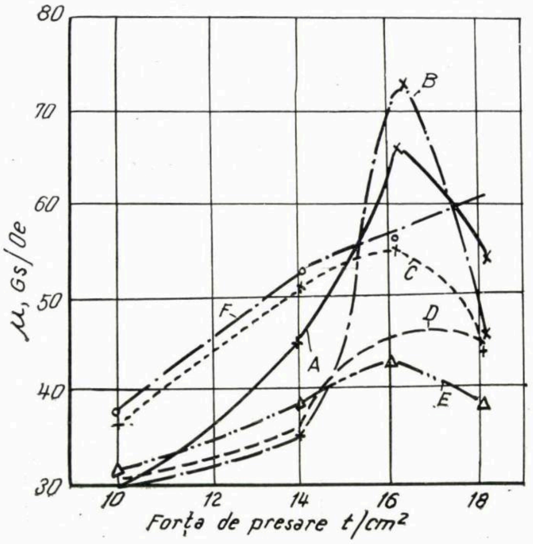


Fig. 9

Se constată un maxim la 16 tf/cm² pentru aproape toate condițiile de izolare a pulberii, mai accentuat la izolarea prin oxidare în aer şi la cea prin adaos de 0,5% Al_2O_3, după care valorile proprietăţilor magnetice scad vizibil. În cazul izolării cu email de sticlă, pelicula este rezistentă şi la presiuni mari de 18 tf/cm².

Tratamentul termic al comprimatelor. O altă serie de toruri presate au fost încălzite în intervalul de temperaturi cuprins între 600 şi 1 100°C, în atmosferă de hidrogen, argon, azot sau în vid, timp de 2 h, pentru a se vedea modul cum influenţează temperatura de recoacere a comprimatelor asupra proprietăţilor magnetice.

În tabela 3 şi în figura 10 (*1* — hidrogen; *2* — argon; *3* — azot) sînt prezentate valorile proprietăţilor magnetice obţinute la toruri executate din pulberi de granulaţie optimă *a* (60% < <0,063 mm şi 40% de 0,063—0,10 mm) şi de granulaţie fină *b* (< 0,063 mm), izolarea particulelor făcîndu-se în ambele cazuri prin oxidare în aer, iar presarea, la 16 tf/cm². Se observă o temperatură optimă de circa 800°C, după care urmează o scădere mai mult sau mai puţin bruscă a valorilor permeabilităţii magnetice, în funcţie de mărimea particulelor şi de atmosfera de lucru.

Tabela 3 *

Granulaţia pulberii : 60% < 0,063 mm
40% — 0,62—0,10 mm

Temperatura, °C	Permeabilitatea magnetică iniţială după încălzire în:			
	Hidrogen	Argon	Azot	Vid
600	48,5	41,0	44,0	
650	57,0	52,5	51,1	
700	65,0	58,8	57,2	
800	67,5	64,3	55,5	55,0
900	6,7	49,5	34,5	
1 000	6,2	11,8	35,0	8,0
1 100	5,6	13,3	14,0	
Granulaţia pulberii — 0,063 mm				
600	33,8	36,6	30,4	
650	39,0	34,5	31,0	
700	41,0	42,1	35,5	
800	40,0	41,6	33,1	36,6
900	29,5	34,2	28,5	
1 000	9,3	26,5	24,6	7,5
1 100	5,5	3,15	5,5	

* Tratamentul termic al pulberii după măcinare: 650°C, 2 h, H_2.

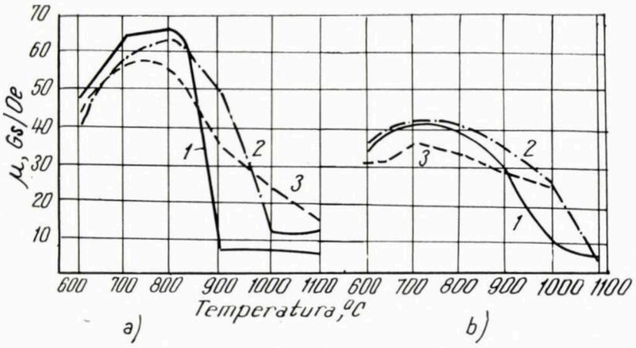


Fig. 10

La încălzirea în hidrogen panta este mai accentuată, întrucît peste 800°C pelicula de oxid se reduce, particulele metalice nu mai sînt izolate între ele şi deci pierderile magnetice sînt mari. La studiul microstructural al pieselor s-a observat, la 900°C, în toate cazurile, o consolidare totală a particulelor, ceea ce corespunde unor legături metalice pe suprafeţe mari, deci unei creşteri a conductibilităţii electrice şi corespunzător şi a pierderilor magnetice.

Tabela 4

Marca	Denumirea	Permeabilitatea iniţială, μ_a	Coeficienţii pierderilor		
			$\delta_t \cdot 10^3$	$\delta_h \cdot 10^3$	$\delta_r \cdot 10^3$
Hτ	Permalloy pentru joasă frecvenţă	150	1 500	10	2
Tτ 80	Permalloy pentru audiofrecvenţă	80	750	6	1,5
Bτ 30	Permalloy pentru înaltă frecvenţă	30	60	1,8	1,0
T 60	Alsifer	60	200	4,0	1,5
B 30	Alsifer	30	50	1,8	1,0
B 20	Alsifer	20	15	1	1,0
AI —	Alsifer — ICEM	67,5	284	4,02	2,2

Coeficientul de temperatură pentru aliajul Alsifer-ICEM este:
$T_u = -143 \cdot 10^{-6}$ de la 20 la 70°C
$T_u = -\ 20 \cdot 10^{-6}$ de la 20 la 40°C

Caracteristicile fizice ale materialelor magnetice moi de tip Alsifer — ICEM, obţinute în laborator în condiţii optime, sînt prezentate în tabela 4, în comparaţie cu materialele standardizate în străinătate.

BIBLIOGRAFIE

[1] Masumoto H. *Sci. Reports Tohotu Imp. Univ. Homda Anniversary Volume*, 1936, p. 388—398.
[2] Franţevici I.N. *Metallokeramiceskie miagkie magnitnîe splavî*. Kiev, Izd. Akad. Nauk, S.S.S.R., 1955.
[3] Rossmann S. Neue Hütte, nr. 6, 1958, p. 365—371.
[4] Jones W.D. *Fundamental Principles of Powder Metallurgy*. Londra Edward Arnold (Publishers) Ltd, 1960, p. 659—703.
[5] Sur Ia. S. şi Zotov T.D. Dokladî Adakemii Nauk S.S.S.R., nr. 3, 1951.
[6] Zaimovski A.S. şi Usov V.V. *Metale şi aliaje electrotehnice*. Bucureşti, Editura Energetică de Stat, 1952, p. 126—130
[7] Eisenkolb F. Fortschritte der Pulvermetallurgie, Berlin, Akad. Verlag, 1963, B. II., p. 371.
[8] Becker J.J. Metallurgical Reviews, vol. 7, nr. 28, 1962, p. 371—433.

CZ 621.785/787: 621.774.35

Tratamentul termomecanic al țevilor cu răcire accelerată cu aer comprimat după laminare

Dr. ing. N. DRĂGAN și prof. dr. în științe tehnice M. L. BERNȘTEIN
Institutul de cercetări metalurgice Institutul de oțel și aliaje—Moscova

Analiza variației proprietăților mecanice ale țevilor din oțelurile DB și 36G2S, rezultate în urma efectuării a diverse variante de tratament termic sau termomecanic, a arătat că în cazul laminării țevilor efectul ecruisajului la cald este foarte stabil [1]. Studiul granulației austenitice a pus în evidență faptul că, în cazul răcirii țevilor după laminare pe patul de răcire recristalizarea de prelucrare nu se realizează deplin, iar recristalizarea de coalescență nici nu începe. De asemenea, prin examinarea microstructurii la microscopul electronic s-a determinat că fragmentația structurii, obținută în urma deformației plastice la temperaturi înalte, se păstrează într-o măsură considerabilă și după o a doua încălzire a țevilor [2].

Pornind de la aceste fapte s-a considerat rațională experimentarea variantei de tratament termomecanic, care să folosească, în calitate de mediu de răcire accelerată a țevilor după laminare, aerul comprimat.

S-a presupus că se vor obține, datorită frînării proceselor de recristalizare și, prin urmare, datorită menținerii efectului favorabil al ecruisajului, proprietăți mecanice superioare celor obținute în urma tratamentului obișnuit de normalizare.

Experiențele au fost efectuate pe țevi din oțelurile DB, 36G2S și 38HNM cu dimensiunile 133 × 9 mm, laminate din semifabricate cu diametrul de 130 mm. Compoziția chimică a oțelurilor și parametrii procesului de laminare sînt aceiași ca și în lucrarea [1]. Imediat după ieșirea din calibru țevile au fost supuse unei răciri forțate sub curent de aer comprimat la presiunea de 6 at. Studiul microscopic și măsurările de duritate au arătat că structura care se formează ca rezultat al răcirii accelerate a țevilor din oțel DB (troostită de călire) corespunde structurii care se obține în urma descompunerii austenitei la temperaturile de 500—550°C. Pentru oțelurile 36G2S și 38HNM, datorită unei mai mari stabilități a austenitei subrăcite, structura țevilor după răcirea accelerată constă dintr-un amestec de troostită și bainită, format la temperaturile de 400—450°C. După răcirea accelerată țevile au fost supuse unui tratament de revenire la temperaturile de 400, 500 și 600°C cu menținere de 1 h. În același timp, pentru obținerea unor date de comparație, au fost supuse revenirii după același regim și țevi răcite lent după laminare. Paralel, au fost studiate proprietățile care se obțin în urma normalizării țevilor din aceste oțeluri conform regimului aplicat la uzine. Fiecare variantă de tratament a fost încercată pe un lot de patru țevi.

Rezultatele încercărilor mecanice sînt redate în tabelele 1 (DB), 2 (36G2S) și 3 (38HNM), în care sînt prezentate atît proprietățile obținute în urma răcirii accelerate (A), cît și în urma răcirii lente după laminare (B). Din analiza proprietăților mecanice obținute se desprind următoarele observații: în cazul răcirii lente a țevilor după laminare pe patul de răcire, revenirea ulterioară practic nu exercită nici o influență asupra proprietăților mecanice, valorile acestora obținîndu-se aproximativ egale cu valorile proprietăților obținute pe țevile răcite lent și care nu au fost supuse tratamentului de revenire.

Efectuarea răcirii forțate după laminare, urmată de o revenire, determină obținerea unor proprietăți de rezistență considerabil mai ridicate, însă în același timp duce la micșorarea proprietăților de plasticitate, în comparație cu proprietățile obținute la țevile răcite încet după laminare. Micșorarea proprietăților de plasticitate este mai sensibilă în cazul oțelurilor 36G2S și 38HNM, și neînsemnată în cazul oțelului DB. Indiferent însă de această micșorare a plasticității, complexul de proprietăți mecanice obținute după răcire forțată și revenire înaltă este superior (cu excepția rezilienței) proprietăților mecanice obținute după normalizare. În comparație cu proprietățile după normalizare, în mod deosebit trebuie remarcate valorile ridicate ale limitei de curgere obținute în urma aplicării variantei tratamentului termomecanic cu răcire cu aer comprimat, adică a acelei caracteristici care constituie de obicei criteriul de bază în determinarea calității țevilor de foraj. În cazul țevilor din oțel DB creșterea temperaturii de revenire de la 400 la 500°C aproape că nu modifică valorile proprietăților mecanice, în timp ce creșterea acestei temperaturi la 600°C duce la micșorarea proprietăților de rezistență și la mărirea celor de plasticitate. Aceste date sînt în concordanță cu rezultatele studiului microscopic și arată că descompunerea austenitei subrăcite se efectuează în cazul răcirii forțate a țevilor după laminare în domeniul temperaturilor de 500—550°C.

În cazul țevilor din oțelurile 36G2S și 38HNM creșterea temperaturii de revenire de la 400 la 600°C duce la o substanțială variație a proprie-

Tabela 1

Modul de răcire	Temperatura de revenire, °C	σ_r, kgf/mm²	σ_c, kgf/mm²	δ, %	ψ, %	K_{15}, kgfm/cm²	Duritatea
A	400	93	69	19	53,5	7,5	25,5 HRC
	500	93	69	19	51	7,2	23 HRC
	600	86,5	64	20,5	55,5	7,4	19,5 HRC
B	400	81	48	22	59,5	7,8	96,6 HRB
	500	81,5	49,5	21,5	57,5	7,8	96,6 HRB
	600	80	47	22,5	60,5	8,1	96,6 HRB
	fără revenire	81,5	49	20,5	58,5	8,2	96,6 HRB
Normalizare de la temperatura de 900°C (1h)		74	43,5	21,5	56	11,6	92,5 HRB

Tabela 2

Modul de răcire	Temperatura de revenire, °C	σ_r, kgf/mm²	σ_c, kgf/mm²	δ, %	ψ, %	K_{15}, kgfm/cm²	Duritatea
A	400	143	104,5	9	24	2,0	37,5 HRC
	500	110,5	84	13,5	40	6,4	29,5 HRC
	600	85,5	68	20	57,5	9,8	23,5 HRC
B	400	86	52,5	20	58	9,7	19,5 HRC
	500	85	52,5	22	58,5	9,4	99 HRB
	600	82	50	20,5	59,5	8,5	98,2 HRB
Normalizare de la temperatura de 860°C (1 h)		89,5	54	18	54	11,0	22 HRC

Tabela 3

Modul de răcire	Temperatura de revenire, °C	σ_r, kgf/mm²	σ_c, kgf/mm²	δ, %	ψ, %	K_{15}, kgfm/cm²	Duritatea
A	400	128,5	98	11,5	44,5	6,3	36 HRC
	500	112,5	86,5	12,5	55	9,7	29,5
	600	100	82	13,5	58	10,4	26,5
Normalizare de la temperatura de 880°C (1 h), revenire la 640°C (1 h)		86,5	62	16	54	7,3	25

tăţilor mecanice şi îndeosebi la o considerabilă mărire a rezilienţei.

În comparaţie cu varianta tratamentului termomecanic cu călire în apă după laminare [1], aplicarea variantei cu răcire accelerată cu aer comprimat duce la obţinerea unor proprietăţi de rezistenţă inferioare, îndeosebi după revenirile la temperaturile de 400—500°C; după revenirea la temperatura de 600°C valorile proprietăţilor de rezistenţă, ale gîtuirii la rupere şi ale rezilienţei se obţin aproximativ aceleaşi, iar alungirea relativă se obţine chiar mai ridicată decît în urma călirii în apă.

Experienţele efectuate în condiţii obişnuite de uzină au arătat posibilităţi reale de a obţine, în urma aplicării variantei tratamentului termomecanic cu răcire accelerată cu aer comprimat, ţevi cu proprietăţi mecanice superioare. Astfel, conform GOST 632—1957 pentru diverse categorii de ţevi de foraj se impun valorile minime ale proprietăţilor mecanice indicate în tabela 4.

Tabela 4

Caracteristica	D	E	E_M	L	M
σ_r, kgf/mm²	65	70	75	80	90
σ_c, kgf/mm²	38	50	55	65	75
δ_5, %	16	12	12	12	12
ψ, %	40	40	40	40	40
K, kgfm/cm²	4	4	4	4	4

După varianta tratamentului termomecanic cu răcire cu aer comprimat şi revenire la temperaturi de 400—500°C, la ţevile din oţelul DB se obţin următoarele proprietăţi mecanice: $\sigma_r = 93$ kgf/mm²; $\sigma_c = 69$ kgf/mm²; $\delta = 18{,}5\%$; $\psi = 51-53\%$; $K_{15} \geqslant 7$ kgfm/cm², care satisfac cerinţele impuse pentru ţevile din categoria „*L*” fabricate de obicei din oțeluri înalt aliate. În cazul țevilor din oțelul 36G2S proprietățile de rezistență obținute după revenirea la 600°C satisfac cerințele impuse pentru categoria „*L*”, iar proprietățile de plasticitate și reziliență se obțin încă și mai ridicate decît pentru oțelul DB. În sfîrșit, în cazul țevilor din oțelul 38HNM, după aplicarea unei asemenea variante de tratament și revenire la 600°C, proprietățile mecanice obținute ($\sigma_r = 100$ kgf/mm²; $\sigma_c = 82$ kgf/mm²; $\delta = 13{,}5\%$; $\psi = 58\%$ și $K_{15} \geqslant 10{,}4$ kgfm/cm²) satisfac cerințele impuse țevilor de categoria „*M*”.

Pentru o mai corectă comparare a rezultatelor obținute, se menționează că, după normele provizorii, pentru burlanele și țevile de foraj din oțelurile 35HG2SM și 35NG2SW se prevede $\sigma_r \geqslant 76$ kgf/mm² și, de asemenea, că în S.U.A. se folosesc, pentru forajul pînă la adîncimea de 8 000 m, țevi cu limita de curgere de 60–80 kgf/mm² [3].

În acest fel, rezultatele obținute în condiții de uzină arată că aplicarea variantei tratamentului termomecanic cu răcire accelerată cu aer comprimat are perspective deosebite, deoarece, paralel cu obținerea unor proprietăți mecanice superioare, nu necesită o reutilare deosebită a secțiilor de laminare și tratament termic și nu scade ritmul de laminare.

BIBLIOGRAFIE

[1] Bernștein M.L. și Drăgan N. Metalurgia, nr. 5, 1965, p. 233.
[2] Drăgan N. *Tratamentul termomecanic al țevilor.* Teză de doctorat, Institutul de oțel și aliaje din Moscova, 1965.
[3] Zimin N.V. și Șevcenco V.G. Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metallov, nr. 6, 1965.

CZ 669.14–415: 621.785.3

Despre poziția optimă la recoacere, în cuptorul tunel, a tablelor subțiri

Ing. E. RITZINGER
Uzina „Laminorul de tablă” – Galați

Recoacerea în cuptorul tunel se face cu tabla dispusă în stive, încărcarea unui vagonet de recoacere putînd merge pînă la 10 t, în funcție de înălțimea stivei.

Așezarea clasică a tablei în stive se face în poziție orizontală (fig. 1).

Se cunoaște fenomenul de lipire și sudare a tablelor sub greutatea lor proprie, mai ales în partea de jos a stivei, la o anumită temperatură și presiune.

Pentru evitarea acestui fenomen nedorit, precum și pentru corelarea factorilor care contribuie la asigurarea unei table recoapte de calitate, s-au întreprins studii și s-au întocmit chiar unele formule de orientare.

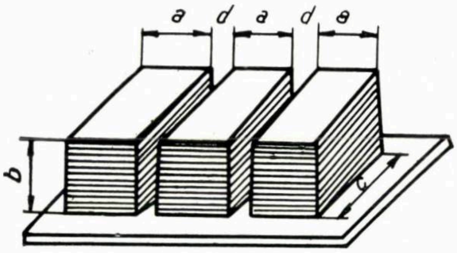


Fig. 1

Astfel, pe baza datelor experimentale, s-a ajuns la formula [1], [2]:

$$h = 11{,}54 + 0{,}921\,i - 5{,}4\,\frac{t}{1\,000} \cdot 1{,}77\,g,$$

unde:

h este durata de menținere a unui vagonet în zona de încălzire a cuptorului, h;
t — temperatura în partea de mijloc a zonei de încălzire, °C;
i — încărcarea lăzii de recoacere, t;
g — grosimea tablei, m/m.

Din examinarea acestei formule și din practică rezultă că factorii care influențează recoacerea tablei sînt: grosimea tablei, timpul de menținere în zona de încălzire și timpul total de menținere în cuptor, temperatura de lucru, greutatea și forma mesei și a cazanului de recoacere, greutatea stivei de tablă, calitatea tablei (TN, TD, TDA etc.).

Evitarea fenomenului de lipire a tablei impune analizarea modului de așezare a tablei în cuptor.

Aceasta este legată de viteza de transmitere a căldurii și de rezistențele termice intercalate, care provoacă o pierdere de căldură. Luînd ca obiect de analiză o stivă de tablă, se constată că transmiterea căldurii se face în condiții optime prin secțiunea tablei (fig. 2).

Conductibilitatea prin metal pentru fiecare foaie de tablă este de 30 — 40 ori mai mare decît atunci cînd căldura se propagă și prin aer [3].

Figura arată poziția în cuptor a volumului unitar, precum și sensul de propagare a căldurii, volumul fiind înconjurat din toate părțile de gazele calde, iar schimbul de căldură făcîndu-se conform schemei.

Suprafețele $a \cdot b$ și $a \cdot c$ primesc căldura mai direct de la gazele arse și de la pereți, pe cînd suprafețele $b \cdot c$ primesc căldură sub un unghi defavorabil, pe distanță mai mare.

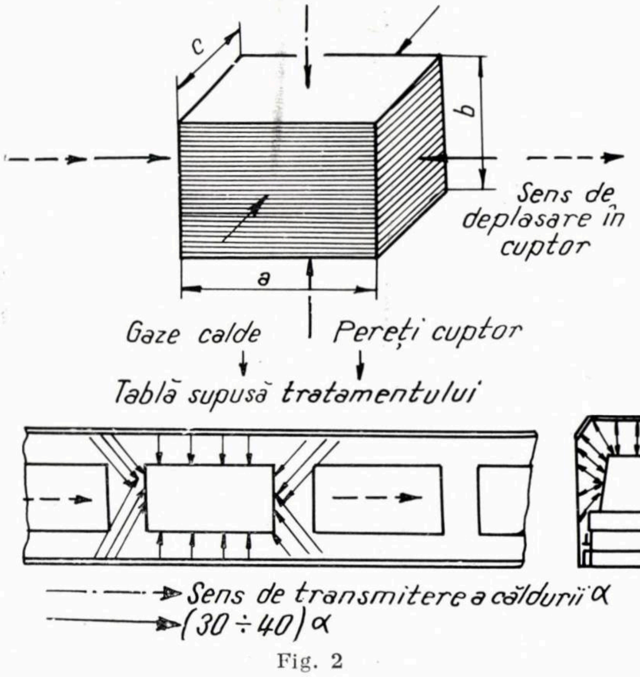

c
b
a
Sens de deplasare în cuptor
Gaze calde
Pereți cuptor
Tablă supusă tratamentului
Sens de transmitere a căldurii α
(30 ÷ 40) α

Fig. 2

Suprafața totală a volumului stivei este:

$$S = 2(a \cdot b + b \cdot c + a \cdot c)$$

unde a, b și c sînt dimensiunile stivei, conform figurii 2.

Considerînd suprafața prin care căldura se propagă prin secțiunea tablei ca suprafață optimă S_{opt}, iar suprafața prin care căldura se propagă perpendicular pe suprafața tablei, ca suprafață dezavantajată S_{dez}, și avînd dimensiunile: $a = 2\mathrm{m}$, $b = 1\mathrm{m}$, $c = 1\mathrm{m}$, rezultă (cazul I):

$$S_{opt} = 2 \cdot (a \cdot b + b \cdot c) = 6\ \mathrm{m}^2;$$

$$S_{dez} = 2 \cdot a \cdot c = 4\ \mathrm{m}^2.$$

În cazul în care tabla se așază în poziție verticală, conform figurii 3, rezultă (cazul II):

$$S_{opt} = 2 \cdot (a \cdot b + a \cdot c) = 8\ \mathrm{m}^2;$$

$$S_{dez} = 2 \cdot b \cdot c = 2\ \mathrm{m}^2.$$

Suprafața totală S_{tot} va fi:

$$S_{tot} = 2 \cdot (a \cdot b + a \cdot c + b \cdot c) = 10\ \mathrm{m}^2.$$

Deci suprafața totală se compune conform tabelei 1.

Din tabela 1 se observă că: în cazul așezării verticale a tablei, suprafața optimă crește cu 20 %, deci se obține o încălzire mai rapidă și mai uniformă; tabla nu mai este supusă la efectul combinat presiune — temperatură, și deci nu se mai lipește.

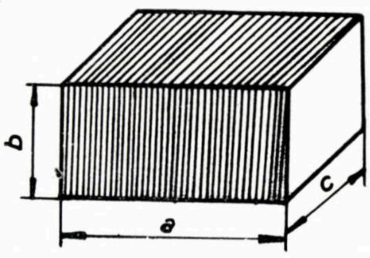


Fig. 3

Tabela 1

	S_{opt}	S_{dez}	S_{tot}
Cazul I	60 %	40 %	100 % = 10 m²
Cazul II	80 %	20 %	100 % = 10 m²

Acestea au următoarele consecințe practice pentru stivuirea verticală: procentul de rebuturi prin tablă lipită scade total; productivitatea cuptorului crește prin posibilitatea de mărire a temperaturii cuptorului și scăderii timpului de menținere în cuptor; se obține o tablă mai uniformă, recoaptă în toată stiva; crește indicele Erichsen, deci calitatea tablei se îmbunătățește; se obține o microstructură mai bună, tabla TD încadrîndu-se la TDA.

Aceste premise teoretice au fost verificate practic prin mai multe probe efectuate la un cuptor tunel cu 13 vagoneți. Probele s-au făcut în condiții diferite, și anume: tabla aranjată vertical între două stive orizontale (fig. 4, *a*); tabla prinsă între două plăci metalice, pe masă comună cu tabla orizontală (fig. 4, *b*); tabla așezată într-un dispozitiv metalic în poziție verticală (fig. 4, *c*).

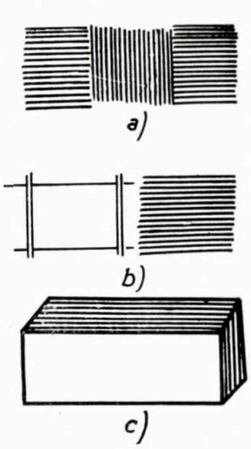


Fig. 4

Prin măsurările efectuate privind indicele Erichsen și din cercetarea microstructurilor, s-au tras următoarele concluzii: în cazul tablei aranjate orizontal în două stive și vertical între cele două stive (fig. 4, *a*), făcîndu-se măsurări la tablă TD format 535 × 765 × (0,28 – 0,29) mm, la mijlocul foii și la margini (fig. 5), s-au obținut valori superioare celor prevăzute în STAS 1988–59, conform tabelei 2.

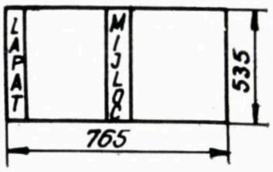


Fig. 5

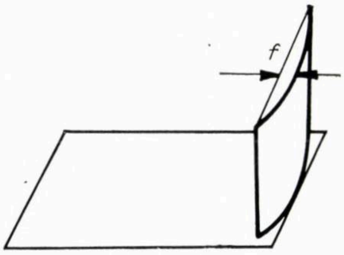


Fig. 6

Tabela 2

Poziția stivei	Poziția măsurată	Cifra Erichsen realizată (față de 7–7,2 conform STAS 1988–59 pentru calitatea TDA).									
Verticală	Capăt	8,1	7,6	7,5	7,7	7,5	7,6	7,5	7,5 7,6	7,7 7,5	7,8 7,6
	Mijloc	7,5	7,4	7,8	7,5	7,5	7,5	7,5	7,4 7,6	7,6 7,5	7,7 7,5
Orizontală	Capăt	6,3	6,5	6,2	5,8	6,0	6,1	6,1	5,8 5,8	6,0 5,9	6,2 5,8
	Mijloc	6,0	6,3	6,0	5,9	5,9	6,0	6,0	6,0 6,0	6,2 5,8	6,1 5,9

Tabla îndoită cu mîna se prezintă moale și cu aspect corespunzător. Conform celor prevăzute, s-a constatat necesitatea ca tabla să fie așezată în poziție verticală, asigurîndu-se un poligon de așezare a tablei. Aceasta se realizează așezînd tabla cu o concavitate pe direcția orizontală, avînd săgeata *f* conform figurii 6. Această poziție este necesară deoarece la temperatură ridicată tabla subțire se înmoaie și are tendința de a se apleca.

Pe aceeași masă s-a așezat o stivă cu tablă în poziție orizontală pentru a se compara cele două metode de recoacere (fig. 4, *b*).

S-au făcut măsurări la tabla recoaptă înainte și după dresare. Din cele 144 de măsurări făcute la aparatul Erichsen, prelevările făcîndu-se din pozițiile indicate în figura 7 (tablă nedresată, *S* – sus; *M* – mijloc; *J* – jos) în care se prezintă dispersia rezultatelor, s-a constatat că cifrele Erichsen, pentru poziție verticală (*2*) sînt mai bune decît cele pentru poziție orizontală (*1*) și superioare celor din STAS 1988–59.

Variația cifrei Erichsen pe lungimea unei foi de tablă conform figurii 8 arată că: la tablă recoaptă orizontal se constată o mare neuniformitate a cifrei Erichsen între capătul de tablă și mijlocul ei; la partea notată cu *J* se constată, pentru stiva recoaptă vertical, că cifra Erichsen obținută este confirmată de poziția nefavorabilă, adică suprafața *b·c*.

La aceasta mai contribuie și placa metalică groasă. La stiva recoaptă orizontal, cifra Erichsen este influențată de grosimea mare a mesei.

Comparativ, la recoacerea verticală, cifra Ericshen este mai bună.

În porțiunile *M* și *S* ale stivei recoapte vertical se observă o cifră Erichsen unitară, care dovedește o recoacere uniformă.

În partea *M* a stivei recoapte orizontal se constată e asemenea o cifră Erichsen cu dispersie foarte mare.

În porțiunea *S* a stivei recoapte orizontal se constată o cifră bună Erichsen datorită faptului că tablele s-au prelevat dintre primele foi, care au fost încălzite mai bine datorită apropierii lor de cazan. Cifra Erichsen la această experimentare pentru tabla recoaptă orizontal se explică și prin faptul că s-a folosit în zona de încălzire o temperatură de 930°C în loc de 900°C. Tabla recoaptă orizontal s-a desprins greu, fiind necesar a se bate cu o tijă metalică colțurile și a se desface greu foaie cu foaie, folosind cîte o dată un cleşte. Tabla recoaptă vertical s-a desprins ușor.

Dispozitivul cu șuruburi folosit s-a dovedit a fi necorespunzător, deoarece tabla așezată pe aceste șuruburi se deformează și poate forma chiar puncte de lipire.

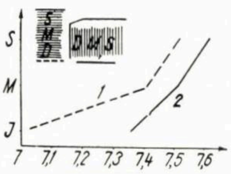


Fig. 7

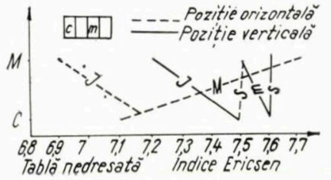


Fig. 8

Din probele de tablă cercetate pentru microstructură s-a constatat că, în timp ce la recoacere orizontală apar grăunți de gradul 5, la recoacere verticală apar grăunți de gradul 7.

Calitatea suprafeţelor tablelor în ambele cazuri a fost bună. Avîndu-se în vedere condiţiile nefavorabile de experimentare, arătate mai sus, s-a conceput un dispozitiv de aşezare a tablei pentru recoacere verticală pentru efectuarea mai multor probe (fig. 9).

Dispozitivul s-a prevăzut a fi compus din două părţi asamblate astfel ca aşezarea tablei să se facă uşor, prin simplă stivuire manuală sau mecanică.

Dispozitivul s-a construit experimental din platină sudată electric. La sudare s-au observat deformări ale dispozitivului, fiind necesară o detensionare a sudurilor.

Din punct de vedere practic se pune şi problema realizării unui coeficient de umplere cît mai mare a volumului $a \cdot b \cdot c$ supus tratamentului. Productivitatea este dictată şi de acest coeficient de umplere.

Trebuie studiată realizarea unui coeficient de umplere optim pentru capacitatea cazanului. Astfel, se va compara modul de aşezare a trei stive de tablă de dimensiunile $535 \times 765 \times 0{,}2$ mm pe o masă de recoacere. La aşezarea clasică, conform figurii 1, intră în cazan circa 6 t de tablă, respectiv trei stive a cîte 2 t.

Din figură se observă că transmiterea de căldură la stive se face prin cele şase suprafeţe ale cazanului.

Rezultă că suprafaţa optimă expusă schimbului de căldură este : $S_{opt} = 2(b \cdot c + a \cdot b)$ unde $b = c$.

Suprafaţa dezavantajată expusă este $S_{dez} = 2a \cdot c$.

Mai trebuie menţionat că una din suprafeţele $b \cdot c$ pentru fiecare stivă primeşte căldura indirect din spaţiul d (fig. 1).

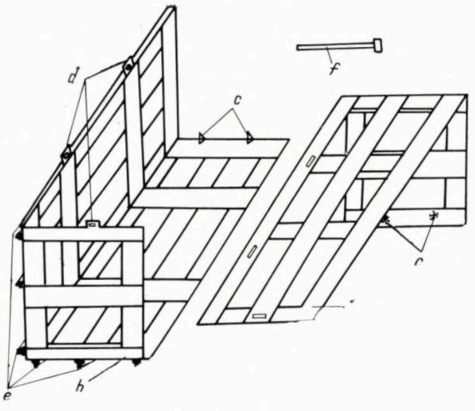


Fig. 9

Deci, această suprafaţă se poate nota cu $S_{opt \cdot red}$. Atunci relaţia mai exactă, care caracterizează suprafeţele expuse schimbului de căldură, este :

$$S_t = S_{opt} + S_{opt \cdot red} + S_{dez},$$

unde :

$$S_{opt} = 2a \cdot b + b \cdot c \, ; \; S_{opt \cdot red} = b \cdot c \, ; \; S_{dez} = 2a \cdot c.$$

Dînd valori acestor dimensiuni ($a = 553$ mm ; $b = 765$ mm ; $c = 765$ mm), se obţine $S_{opt} = 50\,\%$; $S_{opt \cdot red} = 21\,\%$; $S_{dez} = 29\,\%$.

Ponderea suprafeţei dezavantajate şi optim reduse se micşorează în cazul aşezării tablei, conform figurii 10, unde foaia stă perpendicular pe orizontală şi perpendicular pe direcţia de înaintare în cuptor. În acest caz, suprafaţa optimă redusă a dispărut. Notînd distanţa între două stive cu d, şi luînd $d = 130$ mm, se obţine :

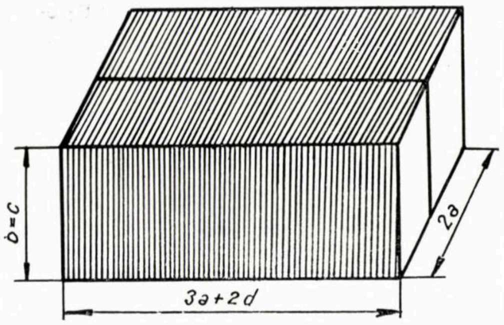


Fig. 10

$$S_{opt} = 81\,\% \, ; \; S_{dez} = 19\,\%.$$

Din compararea celor două moduri de stivuire rezultă că în cazul indicat în figura 10 încărcarea cazanului creşte cu 4,5 t, suprafaţa optimă creşte cu 31 % şi cea dezavantajată scade cu 10 %.

Aceste valori noi duc la modificarea regimului de recoacere.

Formula dată pentru stabilirea timpului de recoacere se va modifica, întrucît nu se mai ia în considerare grosimea tablei.

Se menţionează că, din consultarea literaturii, nu s-a găsit nicăieri tratată această soluţie.

Concluzii

Pornind de la problema tablelor subţiri se poate ajunge la concluzii mai generale privind aşezarea tablelor, a plăcilor sau a pieselor compuse din foi paralele.

Aşezarea optimă în cuptor a tablelor subţiri este în poziţie verticală, perpendicular pe vagonetul de recoacere şi perpendicular pe direcţia de înaintare a vagonetului în cuptor (fig. 6).

Alegerea acestei poziţii are ca urmare : creşterea productivităţii cuptorului prin mărirea încărcăturii pe un vagonet, înălţimea stivei nefiind un factor limitativ ; posibilitatea de a mări temperatura de lucru la recoacere ; scăderea timpului de staţionare în cuptor ; încărcarea combinată a vagonetului cu tablă de grosimi diferite, evitînd goluri de producţie sau strangulări de flux ; încărcarea combinată a cuptorului cu table de calitate diferită : neagră, decapată etc., evitînd goluri de producţie sau strangulări de flux; scăderea procentului de rebut la tabla decapată lipită, pînă la eliminarea acestui rebut; obţinerea unei table de calitate superioară, atît prin îmbunătăţirea indicilor fizico-mecanici, cît şi prin faptul că în poziţie verticală soluţia rămasă de la decapare se scurge, evitîndu-se pete pe table.

Prin schimbarea poziţiei tablei în cuptor se pun probleme noi în proiectarea cuptoarelor, care vor permite să se realizeze cuptoare cu alţi parametri constructivi (cuptoare mai scurte şi mai late şi eventual mai înalte). Aceasta s-ar traduce şi prin cîştigare de spaţiu industrial.

Prin schimbarea dimensiunilor stivelor se vor putea recoace table subţiri laminate la dimensiuni mai mari.

Metoda se poate generaliza la table de grosimi diferite, inclusiv la table groase.

Ca urmare a folosirii acestei metode, randamentul termic al cuptorului se îmbunătăţeşte, evitîndu-se pierderi prin rezistenţe termice.

Încărcarea tablei în dispozitive duce la posibilitatea de a mecaniza operaţia de încărcare a vagoneţilor de recoacere. Consumul de armături metalice prin dispozitivele de stivuire poate fi compensat prin reducerea greutăţii meselor şi a capacelor şi prin renunţarea la mese, aşezarea dispozitivelor făcîndu-se direct pe vagoneţi, fiind protejată numai de un capac subţire.

De altfel, economia de metal şi de manoperă, prin evitarea lipirii tablei, duce la economii importante.

BIBLIOGRAFIE

[1] Franţiu I. Metalurgia şi Construcţia de maşini, nr. 4, 1961, p. 232.

[2] Franţiu I. Metalurgia, nr. 9, 1963, p. 538.

[3] Krivandin A. V. *Cuptoare metalurgice*. Bucureşti, Editura tehnică, 1963.

REALIZĂRI TEHNICE

CZ 669.712.3

Fabricarea electrocorindonului normal din bauxite indigene

Ing. V. IANCU
Universitatea „Babeş-Bolay" – Cluj

Electrocorindonul normal care se foloseşte la fabricarea pietrelor de polizor trebuie să îndeplinească următoarele condiţii tehnice:

— Compoziţia chimică: min. 94% Al_2O_3; max. 1% SiO_2; max. 3% TiO_2; max. 1% Fe_2O_3; max. 0,5% CaO; urme MgO.

— Compoziţia mineralogică: conţinutul de corindon trebuie să fie cu 0,5% mai mic decît conţinutul de Al_2O_3.

— Dilatarea anomală max. 0,5%.

Factorii care condiţionează realizarea parametrilor arătaţi mai sus sînt: calitatea bauxitei, regimul electric pentru elaborarea şarjelor de electrocorindon şi calcinarea electrocorindonului normal, după granularea acestuia.

Materia primă folosită este bauxita foarte feruginoasă, livrată de către exploatarea minieră Suncuiuş (reg. Crişana) şi care are următoarea compoziţie chimică: 50—52% Al_2O_3; 4—14% SiO_2; 14—28% Fe_2O_3; 2,5—3,5% TiO_2; 0,5—1 % CaO; urme 0,8% MgO; 3—7% umiditate; 9—10% pierderi la calcinare; punctul de topire de 1 650—1 700°C.

Se va arăta pe scurt modul în care se separă impurităţile din bauxită, în timpul procesului de topire, şi în mod special cele din baia cuptorului unde au loc procesele principale care interesează reducerea impurităţilor şi legarea lor într-un feroaliaj complex.

Separarea aluminei, pe calea topirii reducătoare, se bazează pe o mai mare afinitate a acesteia faţă de oxigen, decît a impurităţilor principale din materia primă, care se explică printr-o tensiune de disociere mai mică a oxidului de aluminiu decît a oxizilor de fier, siliciu şi titan.

Oxidul de fier se reduce destul de complet, în prezenţa carbonului, la temperatura de 1 200—1 300°C.

Reducerea bioxidului de siliciu se produce în prezenţa obligatorie a fierului, deoarece siliciul formează cu fierul un compus stabil FeSi, care se topeşte fără a se descompune la temperatura de 1 440°C.

Reducerea SiO_2 are loc numai după topirea bauxitei (1 600—1 700°C) după următoarea reacție :

$$SiO_2 + Fe + 2C = FeSi + 2CO - 130\,800 \text{ cal.}$$

Titanul se găsește în masa topită și în corindon sub forma de Ti_2O_3. Prin reducerea acestuia cu carbon se formează carbura de titan (TiC). Pe cale experimentală s-a observat că formarea de TiC are loc începînd de la temperatura de 1 300°C.

Titanul formează cu fierul compuși de forma Fe_3Ti, cu 22,3% Ti.

Aluminiul formează cu carbonul o carbură (Al_4C_3), care la temperatură înaltă nu este stabilă, disociindu-se în mare măsură.

Aluminiul este prezent în feroaliajul ce se formează la elaborarea electrocorindonului normal, ca urmare a reducerii aluminei în zona arcului electric.

Reducerea oxidului de calciu este posibilă numai la o supraîncălzire puternică și în exces de carbon, ceea ce în mod inevitabil duce la reducerea simultană a unei cantități apreciabile de Al_2O_3.

Pe lîngă consumul mare de energie, pentru reducerea CaO, CaC_2 se dizolvă în baia de corindon și dă un deșeu.

Se menționează că, la reacția între zgură și feroaliaj, la descompunerea acestuia din urmă au loc reacții de reducere silico-titano-aluminotermice.

Toate produsele de reducere formează un feroaliaj complex care se acumulează la suprafața particulelor de material cărbunos, unde continuă reacțiile de reducere pînă la consumarea întregii cantități de carbon.

Concentrațiile oxizilor din baie vor fi invers proporționale cu vitezele lor de reducere și deci proporționale cu afinitatea moleculelor față de oxigen.

Feroaliajul format în diferitele zone ale cuptorului nu este omogen în ceea ce privește compoziția. În zona de ardere a arcului electric feroaliajul va fi mai bogat în aluminiu și titan decît cel de la periferia blocului.

Picătura de feroaliaj care se desprinde de materialul amestecat cu carbon se scufundă în masa topită unde se întîlnește cu straturile mai bogate în oxizi de fier, siliciu și titan. Aici, la suprafața picăturii, începe procesul de schimb de oxigen între faza metal și zgură. Oxizii din zgură care se reduc mai ușor (FeO, SiO_2) cedează oxigenul lor aluminiului și titanului, care se află în metal.

Cînd masa topită este suficient de fluidă reacțiile de reducere (a oxizilor de fier și de siliciu) au loc destul de complet la concentrații relativ scăzute ale aluminiului și titanului din metal, iar metalul va avea suficient timp să se acumuleze în lingouri și să se separe bine de zgură.

În cazul cînd viscozitatea masei topite este mare, aceasta va conține cantități mari de oxizi de fier și siciliu, iar metalul va conține în același timp cantități mari de aluminiu.

Dintre factorii principali de care depinde viscozitatea masei topite se citează temperatura de topire a bauxitei și regimul electric.

În cazul cînd se utilizează bauxită cu temperatură ridicată de topire, care se apropie de temperatura de topire a corindonului, masa topită rămîne timp îndelungat în întregime în stare topită, feroaliajul se depune practic în întregime pe fundul băii și se obține un produs bine redus și omogen.

Menținerea în stare de topitură se mai poate realiza printr-un regim electric corespunzător, deoarece desfășurarea procesului de fabricare a electrocorindonului normal depinde în foarte mare măsură de tensiunea din cuptor (fig. 1).

În cazul cuptoarelor de la uzina „Carbochim"— Cluj, variația tensiunii maxime admisibile în cuptor, în funcție de puterea cuptorului, este reprezentată în figura 2.

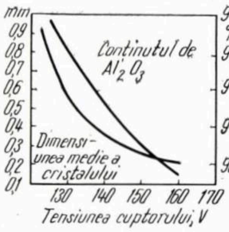


Fig. 1

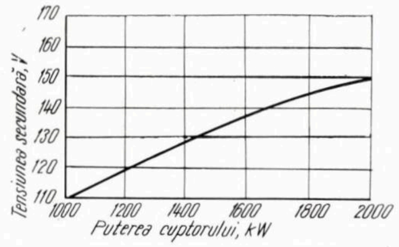


Fig. 2

După cum s-a arătat mai înainte, oxidul de calciu practic nu se reduce. În timpul procesului de topire, CaO, în cazul unei reduceri mai puțin intense, formează cu SiO_2 și Al_2O_3, anortit $CaO \cdot Al_2O_3 \cdot 2SiO_2$, iar în condiții de reducere mai avansate cu Al_2O_3, hexaaluminatul de calciu.

Din cauza conținutului ridicat de CaO și scăzut de Al_2O_3 din bauxitele noastre, cantitatea de corindon din produs este scăzută.

Literatura de specialitate indică următoarele rezultate obținute la topirea electrocorindonului, în funcție de modulul de calciu (Al_2O_3 : : CaO) (tabela 1).

Tabela 1

Modul de calciu	Al_2O_3, %	Coridon, %	Granule agregate, %
210	95,1	94,9	16
130	94,1	91,9	28
80	93,4	85—86	33—40

Chiar și în cazul compoziției celei mai favorabile în impurități, pe care le conține aluminiul sub formă de anortită, randamentul maxim de corindon, luat în valoare absolută, este mic și cantitatea de sticlă este foarte mare. De aceea, nu se menține "mersul anortitic", ci se efectuează o reducere mai pronunțată a topirii, obținîndu-se și hexaaluminat de calciu, deoarece, neținînd seamă de micșorarea randamentului de corindon în comparație cu randamentul maxim posibil, o asemenea compoziție de impurități este mai favorabilă pentru fabricarea pietrelor de polizor cu liant ceramic, decît atunci cînd există sticlă de anortit curată.

O a doua problemă care trebuie precizată este dilatarea anomală.

Apariția dilatării anomale la electrocorindonul normal a fost pusă pe seama renunțării la "mersul anortitic", cu scopul obținerii unui conținut ridicat de Al_2O_3. În acest caz se consideră că are loc formarea TiC pentru oxidarea căreia s-a practicat adăugarea de țunder în perioada finală a topirii.

Introducerea țunderului a avut următoarele rezultate: nu a influențat mărimea dilatării anomale care practic a rămas nemodificată (determinările s-au efectuat la granulele de 1 250 și 800 μ); în ceea ce privește conținutul de Fe_2O_3 și TiO_2 practic nu se observă nici o modificare a valorilor în urma adaosului de țunder.

Mărimea valorii dilatării anomale a fost urmărită și în funcție de conținutul de TiO_2, Al_2O_3 și Fe_2O_3, constatîndu-se următoarele: în condițiile unei calcinări corespunzătoare a granulelor, conținutul de TiO_2 pînă la 3,9%, cel de Fe_2O_3 pînă la 2,8% (se preferă să fie sub 1%) și cel de Al_2O_3 peste 94% nu influențează creșterea dilatării anomale peste valoarea de 0,5%.

Rezultatele experimentale și sintetizate în cele expuse concordă cu cele constatate de unii cercetători [2], [3], după care oxidul de titan din corindon se găsește în mai multe trepte de oxidare, indiferent de mersul procesului de fabricare a electrocorindonului. O mare parte din TiO_2 se reduce la titan metalic și în prezența aerului se poate forma azotura de titan.

Oxidarea combinațiilor neoxigenate de titan precum și a oxizilor de titan la trepte inferioare de valență, pînă la TiO_2, atinge stadiul final la 1 200°C. La determinarea gravimetrică a capacității de oxidare a granulelor de corindon s-au găsit creșteri de greutate pînă la 1 300°C.

Concluzii

— La elaborarea de electrocorindon normal din bauxite indigene, pentru fabricarea pietrelor de polizor cu liant ceramic, se recomandă a se conduce procesul de topire astfel încît conținutul de Al_2O_3 din baia topită să fie peste 94%.

— Regimul electric al cuptorului trebuie să fie astfel încît în diferitele faze de topire să se poată varia tensiunea pe electrozi, recomandabil cu menținerea puterii, sau cu o micșorare a acesteia cît mai mică posibil. Aceasta cu scopul de a obține o viscozitate scăzută a băii, creîndu-se astfel posibilitatea separării feroaliajului din topitura de cordinon.

— Sortarea blocului de corindon să se facă astfel încît să se evite introducerea unor cantități mari de feroaliaj.

— Calcinarea granulelor de electrocorindon normal să se facă la 1 250°C în exces de aer.

Pentru îmbunătățirea din punct de vedere mineralogic a electrocorindonului normal, este necesar ca bauxitele indigene să fie sortate astfel ca ele să conțină cel mult 0,008% CaO pentru fiecare procent de Al_2O_3.

BIBLIOGRAFIE

[1] Kamențev M. V. *Materiale abrazive.* București, I.D.T., 1955.

[2] Venzel Karl Heinz *Influența combinațiilor de titan asupra dilatării termice a electrocorindonului normal.* Silikat Technik, nr. 4, 1960.

[3] Filomenko N. *Dilatarea anomală a electrocorindonului.* Abrazivi, nr. 5, 1962.

CZ 621.741.71: 621.746.75

Cauzele apariției incluziunilor dure la piesele turnate din aliaje de aluminiu

Ing. GR. GÎRLEANU
Uzinele „Tractorul" – Brașov

Unul dintre defectele frecvente, constatate la prelucrarea mecanică a pistoanelor și a altor piese, turnate din aliajele aluminiului, sînt incluziunile dure.

Prezența incluziunilor dure constituie un defect al piesei, în primul rînd datorită faptului că incluziunea provoacă știrbirea vîrfului cuțitului sau, în cel mai bun caz, o deplasare bruscă a lui în suport, avînd drept consecință schimbarea reglajului. De asemenea prezența unor incluziuni dure nu este admisibilă, întrucît poate provoca zgîrierea cilindrului sau a altei piese îmbinate. În figura 1 este arătată ruptura unui semiinel turnat din AAT 3/2 (silumin cu nichel și magneziu) care prezintă incluziuni dure.

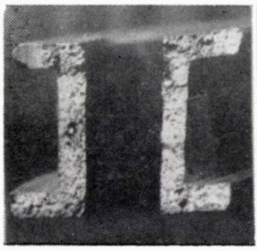


Fig. 1

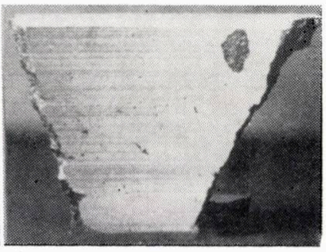


Fig. 2

Obiectul prezentei lucrări este stabilirea naturii incluziunilor dure și a cauzei apariției lor. Avînd în vedere dimensiunile mici ale acestor incluziuni, singura metodă accesibilă pentru studiul naturii lor a fost cercetarea la microscop, însoțită de măsurarea microdurității lor. Paralel cu aceasta, pornind de la datele din literatură, s-au analizat materiile prime, cuptoarele, sculele și condițiile de elaborare a aliajelor în turnătorie, în scopul elucidării cauzelor formării incluziunilor dure.

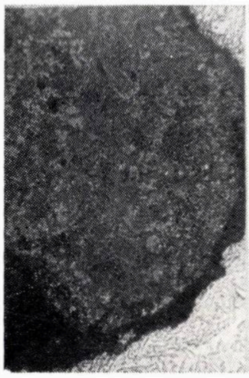


Fig. 3

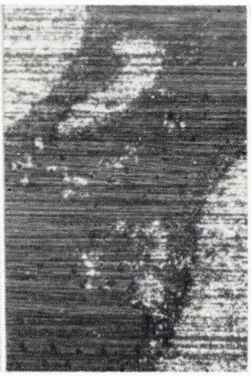


Fig. 4

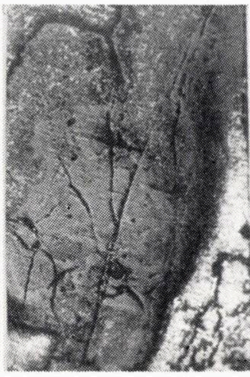


Fig. 5

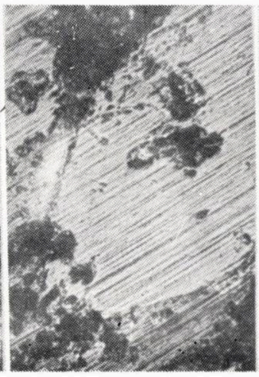


Fig. 6

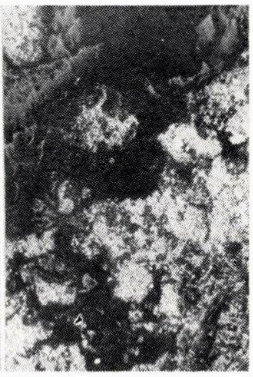


Fig. 7

Pentru cercetarea naturii incluziunilor s-au prelevat probe din piesele cu defecte. Astfel, s-a scos o bucată din piesa arătată în figura 2, unde se poate observa o incluziune destul de mare. Incluziunea este arătată în microfotografia din figura 3 (× 100).

Cercetată la microscop, la lumină polarizată, se constată că incluziunea constă dintr-un complex de cristale anizotrope, a căror microduritate măsurată la sarcina de 30 gf este de 762 kgf/mm^2. Pe figură se pot vedea amprentele făcute în incluziune alături de cele aplicate în masa metalică de bază.

În figura 4, reprezentînd o mărire a incluziunii arătate în figura 1 la o mărire × 400, se constată o duritate mai mare (1 113 kgf/mm^2). S-au făcut microfotografii ale incluziunilor dintr-un piston al motorului (fig. 5). La măsurarea microdurității s-au găsit valori cuprinse între 1 545 și 1 987 kgf/mm^2. Pentru a avea un termen de comparație, s-a făcut și microfotografia unei granule de carbură de siliciu dintr-un disc abraziv, găsindu-se o microduritate de ordinul a 2 000 kgf/mm^2 (fig. 6).

Date fiind cifrele de duritate foarte ridicate, se poate trage concluzia că incluziunile sînt constituite fie din corund (Al_2O_3 γ), fie din carbură de siliciu. Trebuie însă stabilit în ce condiții se pot forma acești compuși în baia de metal lichid.

Este cunoscut faptul că, la elaborarea aliajelor de aluminiu în cuptoare cu creuzet, încălzite cu combustibil lichid sau gazos, aluminiul are o mare putere de reacție față de produsele gazoase aflate în spațiul de lucru al cuptorului sau deasupra băii metalice.

Vaporii de apă și bioxidul de carbon din atmosfera cuptorului oxidează aluminiul [1], ducînd la degajări de hidrogen atomic, respectiv de oxid de carbon ($2Al+3H_2O=Al_2O_3\gamma+3H_2$). Hidrogenul se dizolvă în metal şi duce la formarea suflurilor în piese. Oxidul de carbon fie că rezultă din reacţia dintre aluminiu şi bioxidul de carbon din gazele arse, fie că provine din flacăra lipsită de excesul necesar de aer, intră la temperaturi înalte în reacţie cu aluminiul, în modul următor:

$$6\ Al + 3\ CO \rightarrow Al_4C_3 + Al_2O_3 \qquad (1)$$

Pe de altă parte, hidrocarburile din combustibil se descompun parţial şi carbonul reacţionează cu aluminiul, formînd aceeaşi carbură de aluminiu ca în reacţia (1).

Pentru formarea carburii de aluminiu sînt necesare temperaturi de ordinul a 900—1 000°C, care nu sînt atinse în condiţiile obişnuite de elaborare [1]. Prin urmare, şansele de a se forma incluziuni de carbură de aluminiu sînt minime.

În schimb, formarea oxidului de aluminiu, ca urmare a contactului dintre aer şi suprafaţa băii metalice, este un fenomen frecvent, iar intensitatea oxidării este direct proporţională cu temperatura, relaţia dintre oxidare şi temperatură fiind exprimată prin formula [1]:

$$K = A \cdot e^{-\frac{Q}{RT}}, \qquad (2)$$

în care

K — este gradul de oxidare;
A — coeficientul de proporţionalitate;
e — baza logaritmilor naturali;
R — constanta gazelor;
T — temperatura absolută;
Q — efectul termic al reacţiei.

Pelicula de oxizi, formată la suprafaţa băii metalice, o protejează împotriva unei oxidări mai avansate, numai în cazul cînd ea nu este mişcată. Cum însă în timpul procesului de elaborare este necesară intervenţia permanentă în baie, pentru rafinarea ei şi pentru alierea ei, această peliculă este ruptă, iar oxidul de aluminiu este introdus în interiorul băii şi astfel se crează condiţiile formării unei noi pelicule pe suprafaţă. Pe de altă parte, datorită greutăţii specifice relativ reduse a oxidului de aluminiu ($\gamma = 3{,}5—4$ g/cm^3), separarea lui din baia metalică nu este întotdeauna posibilă.

Oxidul de aluminiu format pe baza reacţiei directe dintre aer şi metal constituie aşa-zisa „zgură" a aliajului. El se recunoaşte după culoarea cenuşie caracteristică şi duritatea relativ scăzută, datorită porozităţii; prin urmare, zgura aluminiului, chiar în ipoteza că este inclusă în metalul lichid, nu constituie punctele dure, arătate în figurile de mai sus.

Mult mai periculoase sînt incluziunile de corund ($Al_2O_3\gamma$), care se formează din reacţia dintre aluminiul topit şi oxidul de fier:

$$2\ Al + 3\ FeO \rightarrow Al_2O_3\,\gamma + 3\ Fe \qquad (3)$$

Greutatea specifică a corundului este de 4 g/cm^3 şi deci, el nu se depune decît cu greutate la fundul creuzetelor. Oxidul de fier, necesar pentru obţinerea reacţiei (3), este luat din sculele ruginite introduse în creuzet pentru amestecarea băii metalice, pentru rafinare şi pentru curăţarea zgurei. Autorii au pus în evidenţă reacţia (3), făcînd următoarea încercare: s-a preparat aliaj AAT—3/3 într-un creuzet de 8 kg încălzit într-un cuptor cu gaz metan. Temperatura metalului a fost ridicată pînă la aproximativ 950°C, turnîndu-se apoi în cochilie o bară cu diametrul de 40 mm, care a fost strunjită apoi pînă la diametrul de 10 mm, fără să se găsească vreo urmă de incluziune dură. Experienţa a fost repetată, introducîndu-se în metalul topit sîrmă de oţel oxidată. De data aceasta la strunjire au apărut numeroase incluziuni de culoare cafenie.

Corundul se poate forma şi din reacţia de regenerare dintre aluminiu şi silice din căptuşeala cuptoarelor cu vatră fixă, după reacţia:

$$3\ SiO_2 + 4\ Al \rightarrow 2\ Al_2O_3\gamma + 3\ Si \qquad (4)$$

S-a observat de mai mult timp că, pe vatra cuptoarelor electrice cu rezistenţe folosite pentru menţinerea la temperatură constantă a aliajelor de aluminiu destinate turnării în cochilii, apar depuneri mamelonare de culoare cenuşie. Făcîndu-se analiza chimică a acestor depuneri, s-a constatat că ele conţin circa 84% $Al_2O_3\gamma$, 15% Al, 4% Cu, 3,80% Fe şi 3,71% SiO_2.

Analiza metalografică a depunerilor a pus în evidenţă incluziuni numeroase de corund (fig. 7). Se consideră că reacţia de oxidare a aluminiului prin intermediul silicei din cărămizile de şamotă este posibilă atunci cînd aceste cărămizi au un conţinut ridicat de silice (mai mare de 50%). Din analiza unei cărămizi din cuptor s-a constatat că ea conţine 59,44% SiO_2; 37% Al_2O_3 şi 2,28% Fe_2O_3. Conţinutul ridicat de silice confirmă deci ipoteza că el este unul din factorii de oxidare a aluminiului. În acelaşi timp însă, oxidul de fier din cărămidă contribuie, la rîndul său, la oxidarea aluminiului după reacţia (3). Dovadă este că în depuneri se găsesc cantităţi foarte ridicate de fier, neobişnuite pentru aliajele de aluminiu (3,80—5,40%).

Incluziunile dure din aliajele de aluminiu se pot prezenta în anumite condiţii sub formă de carborund.

Într-o perioadă anterioară, turnătoria de neferoase a uzinelor „Tractorul" a fost nevoită să folosească siliciul metalic pentru obţinerea aliajelor de aluminiu. La analiza chimică a siliciului metalic (96,85% Si) s-a constatat prezenţa a 0,21% C, care provine de la elaborarea siliciului metalic în cuptorul electric cu arc. În vecinătatea electrozilor există create condiţiile de temperatură şi concentraţie pentru formarea directă a carburii de siliciu (SiC). Această carbură de siliciu se transmite mai departe în aliaj, constituind incluziuni dure.

Prezenţa carburii de siliciu a fost constatată şi în alte turnătorii de pistoane cu conţinut ridicat de siliciu.

O primă cauză a formării incluziunilor de corund este folosirea sculelor de oţel oxidate. Prevenirea acţiunii de oxidare a acestor scule este posibilă prin vopsirea lor cu vopsea de grafit persistentă, conţinînd în mod obligatoriu silicat de sodiu. Vopsirea şi uscarea acestor scule trebuie făcută de 2—3 ori pe schimb, pentru a feri scula de desprinderea vopselii.

O a doua cauză a formării corundului este folosirea cărămizilor cu conţinut relativ ridicat de silice şi de oxid de fier. Pentru preîntîmpinarea fenomenului, ele trebuie înlocuite prin cărămizi cu conţinut ridicat de alumină şi cu fier sub 1%, sau prin cărămizi forsteritice. Aceasta cu atît mai mult, cu cît formarea excrescenţelor de Al_2O_3 γ constituie şi o pierdere de metal destul de însemnată.

Creuzetele din fontă prezintă în permanenţă pericolul formării corundului prin reacţia dintre fonta oxidată din creuzet şi aluminiu.

S-a dovedit că folosirea siliciului metalic la elaborarea aliajelor de aluminiu este neraţională atunci cînd acesta conţine siliciu mai puţin decît 97%, respectiv este de calitate inferioară şi are un conţinut ridicat de impurităţi. Existenţa carbonului legat cu aceste impurităţi ar putea fi o cauză a introducerii unor incluziuni de carbură de siliciu—carborund — în aliajele topite şi apoi în piesele turnate.

Respectînd indicaţiile, în cadrul uzinei ,,Tractorul'' s-a reuşit să se îmbunătăţească în mod simţitor tehnologia de elaborare şi turnare a pistoanelor, astfel încît procentul de rebut din cauza formării corundului s-a redus simţitor.

BIBLIOGRAFIE

[1] Porskov I.E. *Turnarea lingourilor din metale şi aliaje neferoase.* Bucureşti, Editura tehnică, 1956.

ACTUALITĂŢI ŞI DISCUŢII

CZ 669.14-122-418 (∞)

Tendinţe mondiale în dezvoltarea producţiei de laminate plate din oţel. Analize statistice

Ing. GH. BOIANGIU
Institutul de proiectări de laminoare

Evoluţia producţiei de oţel

În ultimii 50 de ani, producţia mondială de oţel a crescut vertiginos, datorită aplicării şi generalizării unor procedee ştiinţifice moderne de preparare a minereurilor şi de elaborare a oţelului. Astfel, producţia mondială de oţel a fost în anul 1913, de circa 83 mil.t/an crescînd la circa 180 mil. t/an în 1940, la circa 375 mil. t/an în 1963. Această evoluţie justifică tendinţa de a se realiza o producţie de peste 500 mil. t/an în 1970 şi de aproape 800 mil.t/an în anul 1980 [1], aşa cum se vede din figura 1.

Pe regiuni mari ale globului, evoluţia producţiei de oţel, în procente faţă de totalul producţiei mondiale, şi creşterea consumului de oţel pe cap de locuitor sînt arătate în tabela 1.

Evoluţia producţiei de oţel în ultimii zece ani în unele ţări mari producătoare este arătată în figura 2, iar tonajul realizat în anul 1963 de principalele ţări a fost (în mii tone/an) : S.U.A. (*1*) — 97 683 ; U.R.S.S. (*2*) — 77 976 ; R.F.G. (*3*) — 30 702 ; Japonia (*4*) — 28 894 ; Anglia (*5*) — 21 876 ; China (*6*) — circa 18 000 ; Franţa (*7*) — 17 081 ; Italia — 9 884 ; Polonia — 7 606 ; Canada — 7 233 ; Belgia — 7 232 ; Cehoslovacia — 7 128 ; India — 5 982.

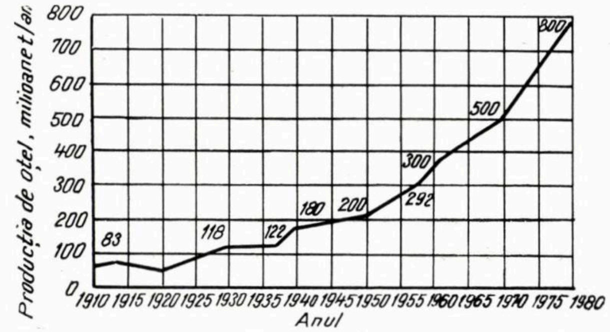


Fig. 1

Tabela 1

Regiunea de pe glob	Producția de oțel, în procente, în anii						Consum de oțel, kg/cap de locuitor		
	1913	1929	1936–1938	1951	1957	1972–1975	1913	1972–1975	Creșterea
America de Nord	41,9	47,7	34,9	48,7	35,5	25,0	333	701	2,1 ori
Europa Occidentală	38,4	34,0	35,0	23,8	26,9	24,0	105	411	3,9 ori
Europa Orientală	9,7	7,7	17,1	15,8	23,0	23,9	39	444	11,4 ori
Extremul Orient	4,7	6,0	7,9	5,9	8,8	20,0	4,1	73	17,7 ori
America Latină	2,7	2,3	2,4	2,6	2,8	3,6	26,2	89	3,4 ori
Australia	1,3	1,0	1,2	1,3	1,2	1,3	187	560	3 ori
Africa	1,0	1,0	1,1	1,4	1,3	1,4	6,5	32	5 ori
Orientul Mijlociu	0,3	0,3	0,4	0,5	0,5	0,8	4,9	55	11,3 ori
Total, %	100	100	100	100	100	100	–	–	–

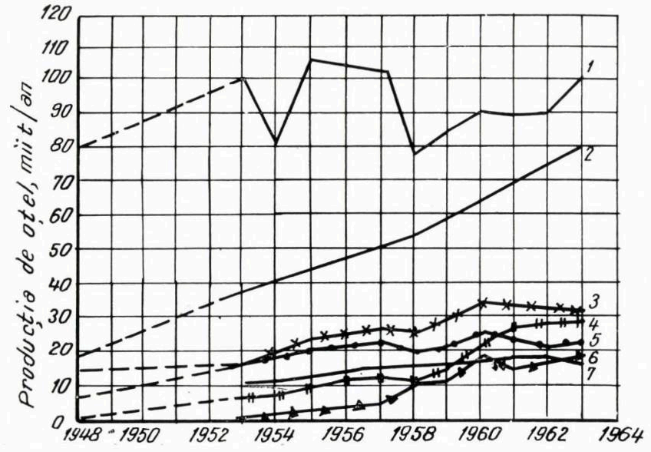


Fig. 2

Producția de laminate

În anul 1913, circa 31% din producția mondială de oțel se utiliza sub formă de produse turnate și forjate. În anul 1929 acest procent a scăzut la 25%, iar astăzi este, în medie, sub 15%, restul oțelului folosindu-se în stare laminată (fig. 3, *a*).

Pentru considerente tehnice, economice și de calitate, tendința principală este folosirea la maximum a produselor laminate în locul celor turnate, oriunde este posibil.

Astăzi, producția totală de laminate (profile și laminate plate) variază în diferite țări, față de producția de oțel, între 60 și 95%.

Această proporție depinde de gradul de industrializare și de specificul industrial al țărilor respective. În țările socialiste și în unele țări capitaliste, ca Suedia, Austria etc., datorită eforturilor de industrializare pe care le fac în prezent, procentul de oțel consumat sub formă turnată este încă de 25–35%, în timp ce în Italia se laminează peste 90% din producția sa de oțel.

În general, concomitent cu creșterea producției de oțel a crescut pe scară mondială și producția de laminate, dezvoltîndu-se procedee de laminare moderne, de mare productivitate, care dau producție de bună calitate și la un preț de cost mereu mai scăzut.

Producția de laminate plate la cald și la rece. Datorită caracteristicilor tehnice și avantajelor economice și de calitate pe care le prezintă produsele laminate plate din oțel, a crescut considerabil consumul acestora și se extinde continuu domeniul lor de utilizare în toate ramurile producției industriale. Dintre acestea, cele principale sînt : industria construcțiilor de mașini și instalații de producție, industria mijloacelor de transport (rutiere, feroviare, aeriene, fluviale și navale etc.), industria de ambalaje, recipienți și rezervoare necesare industriei alimentare, agricole, chimice și farmaceutice, industria ușoară, a mobilei, a bunurilor de larg consum și de uz casnic, industria construcțiilor și materialelor de construcții etc.

Ca tendință de viitor, se remarcă o creștere continuă și deosebit de accentuată în consumul de produse plate subțiri (între 0,1 și 2,0 mm) laminate la cald sau la rece, care are ca efect imediat creșterea confortului și a nivelului de trai al populației.

Urmînd această linie de dezvoltare, progresul tehnic realizat în domeniul laminării a schimbat substanțial structura producției de laminate. Perfecționarea procedeelor de laminare la cald și la rece a produselor plate, pe laminoare late și pe trenuri continue, a mărit ponderea laminatelor plate, față de totalul producției de laminate, care a ajuns în ultima vreme la 50–60% și chiar mai mult în unele țări industrializate.

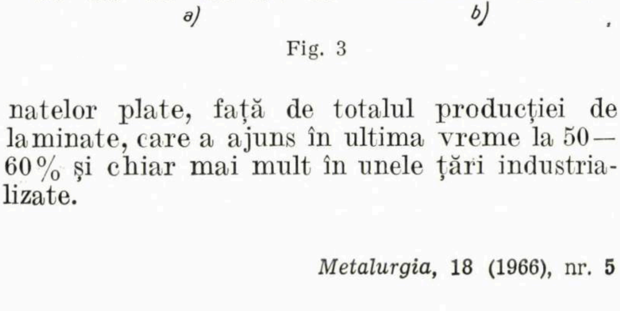
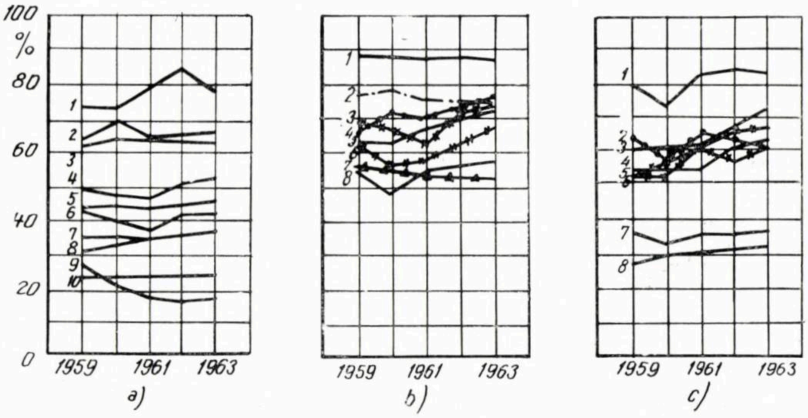


Fig. 3

Țara în care produsele plate s-au dezvoltat mai întîi masiv și în ritm rapid a fost S.U.A. Încă din anul 1926 au apărut în această țară laminoarele continue, moderne, pentru benzi late, în timp ce în Europa Occidentală (Anglia, R.F.G.) aceste laminoare au apărut abia cu puțin înaintea celui de-al doilea război mondial. Aceste laminoare au înlocuit progresiv laminoarele de tip vechi pentru laminarea tablelor sau a benzilor înguste, în producția de masă.

În anul 1948, în Europa se producea, pe laminoare continue de benzi late, circa 10% din producția totală de produse plate, în timp ce în S.U.A. acest procent era de circa 70%. Astăzi, această disproporție între Europa și S.U.A. a scăzut simțitor, iar tendința de viitor în toată lumea este ca întreaga producție curentă de benzi late cu grosimea pînă la 12—14 mm să se obțină pe linii continue de laminare, moderne, de mare capacitate, cu grad înalt de automatizare, cu productivitate ridicată și cu un preț de cost scăzut.



a) b) c)

Fig. 4

Nivelul producției de laminate plate în raport cu producția totală de laminate este mai ridicat în S.U.A. decît în Europa Occidentală, așa cum se vede din figura 3, *b*.

Pentru principalele țări cu industrie siderurgică dezvoltată, raportul de mai sus (laminate plate față de total laminate), pentru perioada 1959—1963, se prezintă în tabela 2 și în figura 4,*a* (*1* — Olanda ; *2*— Austria ; *3* — S.U.A. ; *4* — Anglia ; *5* — Franța ; *6* — R.F.G. ; *7* — U.R.S.S. ; *8* — Italia ; *9* — Republica Socialistă România ; *10* — Cehoslovacia).

Tabela 2

	1959	1960	1961	1962	1963
Olanda	75	74,5	80	85	77,5
Austria	63,5	66	63	66,5	66,5
S.U.A.	62,5	49	64	64	64
Anglia	50	49	48,5	51,5	49
Franța	44	45	45	45,4	47
R.F.G.	41	39,8	37	41	41
Belgia	37,4	36,6	36	38	40
R.D.G.	40	38,5	38,2	38	39
Polonia	35,1	37	39,4	38,6	38,2
U.R.S.S.	31,6	33,2	34,6	35,6	37
Italia	34,8	35,4	34,5	35	36
Suedia	26,4	28,6	31,4	35,6	35,8
Spania	33,8	27,8	34,4	35,4	35,4
Ungaria	23,8	26	33,5	36	35
Luxemburg	29	29,6	30,4	33	33
Jugoslavia	26,8	25	21,3	22	22,6
Cehoslovacia	24	23,4	23,9	24,8	25
Republica Socialistă România	28	21,5	18,8	18,5	18,5

Din aceste date se desprinde tendința de viitor de a crește acest procent, mai accentuat în țările socialiste și cele aflate pe calea industrializării rapide, și de a se menține cît mai ridicat în restul țărilor industrializate.

În țara noastră, în aceeași perioadă, producția totală de laminate a crescut simțitor prin intrarea în funcțiune a noilor linii de profile și țevi, în timp ce producția de laminate plate a rămas aproape neschimbată. Ca urmare, raportul de comparație arată o scădere relativă. Această situație provizorie se va normaliza o dată cu intrarea în funcțiune a liniilor de laminare pentru table și benzi din cadrul Combinatului siderurgic „Gh. Gheorghiu-Dej" — Galați.

Tendința de creștere a ponderii produselor laminate plate la cald și la rece, față de totalul producției de laminate, corespunzînd unei necesități obiective de consum sporit, se concretizează prin proiectarea și construirea în ultima vreme a unui număr din ce în ce mai mare de combinate sau unități de mare capacitate, specializate în laminarea produselor plate (2—5 mil.t /an și chiar mai mult). Printre acestea se menționează : Cerepovețk, Jdanov, Novo Lipețk și Karaganda în U.R.S.S., Port-Talbot și Spencer în Anglia, Bremen în R.F.G., Dunkerque în Franța, Siac și Taranto în Italia, Voest în Austria, Rourkela în India, Cosiva în Brazilia, Combinatul siderurgic "Gh. Gheorghiu-Dej" în țara noastră etc.

Din punct de vedere al grosimii raportul dintre produsele laminate plate groase (peste 4 mm) și produsele laminate plate subțiri (sub 4 mm) este în general de 1/3. În ultimii 30 de ani aproape în toate țările industrializate această proporție s-a păstrat în general constantă (cu unele mici variații).

Raportul dintre totalul laminatelor plate și laminatele plate subțiri este arătat în figura 4, *b* pentru unele țări industrializate. (*1* — S.U.A ; *2* — Franța ; *3* — Anglia ; *4* — Belgia ; *5* — Olanda ; *6* — Austria ; *7* — R.F.G. ; *8* — U.R.S.S.).

Primul laminor continuu pentru laminarea la rece a benzilor late a fost pus în funcțiune în 1928 în S.U.A. Acesta avea patru caje, 815 mm lățimea tăbliei cilindrilor și 1,65 m/s viteză de laminare.

Începînd din 1934 s-au pus în funcțiune alte asemenea laminoare, din ce în ce mai perfecționate, ajungîndu-se astăzi ca această țară să dispună de peste 60 de laminoare moderne pentru laminarea la rece a benzilor late. În 1957 a intrat în funcțiune primul laminor la rece cu cinci caje, avînd 30 m/s viteză de laminare, iar în 1961, două noi laminoare continue cu șase caje, avînd viteza de laminare de 37 m/s (uzinele din Fairfield și Indiana Harbor).

În Europa, abia în 1938 s-au pus în funcțiune (în Anglia și în R.F.G.) primele laminoare reversibile pentru laminarea la rece a benzilor late din oțel. În anul 1953, R.F.G. a pus în funcțiune primul laminor continuu cu trei caje, iar în anul 1960, un laminor modern continuu cu cinci caje.

În anul 1931, S.U.A. lamina la rece circa 35% din totalul benzilor late subțiri, în anul 1951 — peste 48%, iar în 1963 — circa 65%. În Europa se lamina la rece, în anii 1937—1938, abia 10% din totalul produselor plate subțiri, în 1951 — circa 23%, iar în 1963 — peste 60%.

În principalele țări europene, care au o industrie automobilistică și de ambalaje de tot felul mai dezvoltate, acest raport se prezintă, în intervalul 1952—1963, ca în tabela 3.

Tabela 3

Țara	1952	1963
Austria	6,3%	35%
Anglia	33,5%	61%
Franța	22,8%	70%
Italia	25,5%	70%
Olanda	—	82%
R.F.G.	11,4%	62%
U.R.S.S.	—	32%

În celelalte țări cu industria multilateral dezvoltată, acest raport se menține în jurul a 30—40%.

Tendința de viitor este ca ponderea produselor plate subțiri laminate la rece să crească față de celelalte produse plate subțiri și să se mențină cît mai ridicată, așa cum se desprinde din figura 4, *c* (*1* — Olanda; *2* — Anglia; *3* — Franța; *4* — Belgia; *5* — S.U.A.; *6* — R.F.G; *7* — Austria; *8* — U.R.S.S.).

Laminoarele continue moderne pentru laminarea la rece a benzilor din oțel se compun din 4—6 caje. Ele sînt construite pentru o viteză de 25—37 m/s [3] și tind să depășească în viitorul apropiat 40 m/s.

Greutatea ruloului este astăzi de 36 t și tinde să depășească 46 t, iar lățimea benzii este peste 2 030 mm. Capacitatea de laminare a unor asemenea linii moderne poate ajunge la 1—2 mil. t/an și chiar mai mult, în funcție de sortiment.

Pentru laminarea economică la rece a unor sortimente plate s-au construit laminoare speciale policilindrice (pînă la 20 cilindri) care asigură producții între 30 și 150 000 t/an, în funcție de sortimentul adoptat. Aceste laminoare sînt indicate în producerea de laminate plate subțiri și ultrasubțiri, de lățimi mari cu dimensiuni uniforme pe lungimea și lățimea benzii, în general din oțeluri aliate.

Tendința de viitor este ca banda laminată la rece să înlocuiască în cea mai mare măsură banda laminată la cald.

Consumul ridicat de produse plate subțiri laminate la rece indică nivelul ridicat de tehnicitate al industriei respective și un nivel de trai mai ridicat al populației.

Utilizarea profilelor îndoite din bandă laminată la rece duce la o economie de metal de 12—35%, iar instalațiile prelucrătoare respective se amortizează prin aceasta numai în doi—trei ani.

Tratamentul termic continuu în rulouri deschise al benzii laminate la rece, sub curent de gaz cu compoziție bine determinată, asigură omogenitatea materialului tratat. Pe această cale se poate extrage sau se poate adăuga materialului benzii cantitatea de carbon necesară obținerii oțelului de compoziția și caracteristicile dorite. Ca urmare, se dă posibilitatea elaborării și laminării numai a oțelului necalmat, ceea ce are avantaje tehnice și economice importante în procesul tehnologic, și a obținerii prin tratament a unui oțel cu altă compoziție și structură. În scopul protecției metalului sau în scopuri decorative, benzile subțiri laminate la rece sînt supuse acoperirilor metalice sau nemetalice (zincare, cositorire, lăcuire, acoperiri cu mase plastice) în condiții mult mai bune decît benzile laminate la cald.

Această posibilitate creează benzilor subțiri laminate la rece o altă gamă de utilizare în cele mai variate domenii.

Ca urmare, este de înțeles efortul pe care-l fac toate țările cu industrie siderurgică dezvoltată, de a crea și extinde pe baze moderne fabricația de produse plate subțiri, laminate la rece.

Din analiza datelor statistice privind evoluția producției de oțel și, ca urmare, evoluția producției de laminate, rezultă o creștere în ritm rapid a acestora în perioadele dinaintea primului și după cel de-al doilea război mondial, cu oarecare stagnare în cele mai multe țări în perioada dintre aceste războaie.

Ţara noastră depune tot efortul necesar producerii tuturor sortimentelor de laminate plate, groase şi subţiri, laminate la cald sau la rece, în cantităţile şi calităţile necesare industriei noastre socialiste.

În cadrul planului de dezvoltare a economiei naţionale pe perioada 1966—1970, vor intra în funcţiune la Combinatul siderurgic "Gh. Gheorghiu-Dej" de la Galaţi capacităţi noi cu o producţie de 1400 mii t/an laminate plate (tablă groasă, benzi laminate la cald şi benzi laminate la rece).

BIBLIOGRAFIE

[1] *Tendinţe şi probleme de perspectivă privind siderurgia europeană*. Comisia Economică a O.N.U., Geneva, 1959.

[2] Bulletin triméstrièl de statistiques de l'acier 1963. Commission économique pour l'Europe. Nations Unies.

[3] Oţelul, nr. 3, 1963.

EXTRASE

Protecţia împotriva coroziunii instalaţiilor petroliere prin termodifuziunea zincului (şerardizare).

Ing. GH. SUCEVEANU
I.C.T.C.M.

Importante pierderi de metal şi de produse petroliere au loc în schele, în instalaţiile de foraj, de extracţie, de prelucrare, de depozitare şi transport, ca urmare a acţiunii corosive a diverselor medii în care lucrează acestea.

Prăjinile de pompare, ţevile de foraj, conductele de transport, ţevile din instalaţiile de prelucrare, pilonii estacadelor marine (ex: din Marea Caspică) etc. lucrează în medii agresive foarte variate, ca: aer umed din atmosfera industrială, aer umed la presiune ridicată, soluţii apoase de hidrogen sulfurat de concentraţie variabilă, vapori şi apă marină etc. Din aceste motive, cercetările în domeniul protecţiei împotriva coroziunii în diverse medii agresive a instalaţiilor petroliere a constituit şi constituie un obiectiv de prim ordin în cercetările efectuate pe plan mondial.

Alături de alte metode, ca: acoperiri cu masă plastică, utilizarea inhibitorilor etc., acoperirile protectoare cu metale dau rezultatele cele mai bune şi acoperă cel mai larg domeniu.

Protecţia realizată prin termodifuzia zincului la suprafaţa pieselor sau semifabricatelor din instalaţiile petroliere apare ca deosebit de eficientă, motivînd creşterea preţului de cost dat de aplicarea noului procedeu.

Prin difuzia zincului în fier apare un strat de o constituţie complexă şi variabilă în adîncime; este vorba de o gamă de aliaje Fe—Zn formată din maximum şase faze intermediare, corespunzătoare diagramei binare Fe—Zn. Acest strat de difuzie complex este impenetrabil pentru majoritatea mediilor atmosferice, subterane, chimice sau electrochimice cu care vin în contact piesele utilajelor petroliere ca şi ale altor utilaje, utilizate în alte industrii.

Cercetări cuprinzătoare, urmate de largi aplicaţii industriale recente, au fost realizate în acest domeniu în Uniunea Sovietică, o parte din acestea fiind relevate în cele ce urmează [1], [2].

Institutul AZNII — DN din Baku, în colaborare cu uzinele "Lt. Smidt" au cercetat şi experimentat în schele petroliere agresive chimic procedeul de termozincare prin difuzie la prăjinile de pompare. Termozincarea s-a executat într-un amestec de pulbere de zinc şi nisip cuarţos (într-o anumită proporţie şi la o anumită granulaţie) la o temperatură de 480°C, timp de cîteva ore, obţinîndu-se un strat de difuzie de peste 50 μ. Introduse în exploatare în sonde foarte agresive (cu un conţinut ridicat de H_2S) s-au obţinut creşteri de durabilitate a prăjinilor de peste cinci ori, faţă de prăjini din acelaşi oţel în stare normalizată sau călită prin diverse metode.

Un alt domeniu de utilizare a acoperirii anticorosive prin termozincare prin difuzie îl constituie ţevile sondelor, care lucrează cu aer comprimat de înaltă presiune. Din cauza aerului umed sub presiune, se formează pe ţevi, în general la mufle, depozite sub formă de manşoane din produse de coroziune a ţevii la care se adaugă ghips, nisip etc., care împiedică funcţionarea normală a sondei. Faţă de ţevile neprotejate, care trebuiau înlocuite la trei luni, ţevile termozincate în amestec de pulberi la uzina de ţevi din Nicopole au funcţionat normal peste 20 luni, avînd deci o durabilitate de şapte ori mai mare.

Cea mai largă aplicaţie industrială a procedeului de termozincare prin difuzie în amestecuri de pulberi în Uniunea Sovietică este la ţevile de diametru mare (pînă la 600 mm) utilizate la construcţia estacadelor marine, destinate extracţiilor petroliere din Marea Caspică.

În acest scop, la Uzinele metalurgice din Rustavi (R.S.S. Georgiană) a intrat în funcţiune, cu aproximativ un an în urmă, o secţie de termozincare a ţevilor (cu diametrele cuprinse între 70 şi 600 mm), proiectată a realiza 10 000 t ţevi termozincate pe an [3]. Pentru toate operaţiile necesare (degresare—decapare, umplerea muflelor cu ţevi şi amestec, termozincare propriu-zisă, dezbatere etc.) au fost necesare suprafeţe de circa 20 000 m^2. Operaţiile sînt în cea mai mare parte mecanizate, deservirea întregii secţii cerînd un număr minim de braţe de muncă.

La o durată de circa 8 h, la temperatura de 480°C, ţevile capătă un strat de difuzie de minimum 80 μ, strat suficient de adînc pentru a rezista condiţiilor corosive din exploatare (apă de mare sau alternant apă de mare—aer umed sărat).

În Uniunea Sovietică există şi alte uzine care aplică în prezent acest procedeu tehnologic modern; în afară de Uzinele metalurgice din Rustavi unde se supun termozincării ţevi cu diametrul de 70—600 mm (pentru estacade marine şi pentru extracţie), procedeul se mai aplică la Uzinele de ţevi din Nicopole la ţevi cu diametrele cuprinse între 20 şi 73 mm (pentru extracţia petrolului, pentru prelucrarea acestuia, pentru industria chimică etc.); de asemenea, pentru diverse piese de utilaj petrolier (inclusiv cel destinat exportului în climat tropical), procedeul s-a extins şi la Uzinele "Dzerjinski" din Baku. Într-un viitor apropiat, prăjinile de pompare vor fi termozincate prin difuzie la o nouă uzină care se va construi în Siberia.

Pentru ţara noastră, unde procedeul de şerardizare este în fază de cercetare, domeniul său de aplicabilitate este cel puţin tot atît de vast ca şi în alte ţări dezvoltate industrial; este de prevăzut ca semifabricate sau piese diferite termozincate să poată să răspundă exigenţelor a diverse medii corosive agresive din industria petrolieră, chimică, alimentară etc.

BIBLIOGRAFIE

[1] Buzdarkov A. P. *Termodifuzionnoe ţinkovanie stalî v poroşkom smesi*. Trudî AZNII-DN, vîpusc 9, Baku, 1960, p. 311—319.

[2] Farman I. L. ş. a. *Issledovanie rabotosposobnosti nasosnîh ştang, oţinkovannîh termodiffuzionnîm sposobom*. Sbornik naucino-tehniceskoi informaţii, vîpusk IV, AZINTI, Baku, 1961, p. 99—108.

[3] Mindlin I. G. şi Borovkov A. N. *Zaşcita stalnîh trub ot korrozii promîşlennîmi sposobami termodiffuzionnogo oţinkovania i alitirovania*. Tehniceskaia informaţia. Seria Tiajeloia promîşlenosti, nr. 40, INTIP-Tbilisi, 1963.

Determinarea reductibilității minereurilor de fier în condițiile din furnal, realizată pe bază de program. Schenk H., Venzel W., Theisges H.W. și Block F. Stahl und Eisen, 85, nr. 16, 1965, p. 963–970.

Recent s-au efectuat unele cercetări pentru determinarea reductibilității minereurilor de fier folosind o instalație specială cu ajutorul căreia se realizează în decursul a șase ore (timpul în care încărcătura coboară de la gura de încărcare la partea inferioară a cuvei) condiții de temperatură, debit și presiune a gazelor și comprimare asemănătoare celor din furnal. Instalația cuprinde un cuptor de reducere vertical cu un diametru de 200 mm și o înălțime de 800 mm, avînd spațiul de reacție cuprins în interiorul unei țevi de oțel refractar, rezistent la coroziune ; o țeavă interioară suportă, pe o sită, proba supusă reducerii. Spațiul de reacție are un diametru de 33 mm și o înălțime de 50 mm, cantitatea de minereu supusă încercării fiind de 50 g. Încălzirea cuptorului se efectuează cu ajutorul a trei bobine : una principală, una de egalizare și una de reglare a temperaturii, primele două fiind înfășurate pe țeava exterioară, iar a treia — dedesubtul probei de minereu.

Instalația cuprinde sistemul de alimentare cu gaze (CO, CO_2, H_2 și N) și de modificare a presiunii, temperaturii și proporției gazelor, precum și dispozitivul de comprimare a probei de minereu.

Debitul gazelor a fost menținut constant la nivelul de 1,65 Nm^3/h, iar viteza gazelor în spațiul de reacție, la 0,55 m/s. A fost modificată în decursul probelor temperatura gazelor de la 200 la 1 050°C și compoziția gazelor : proporția de oxid de carbon a crescut de la 27 la 40%, iar cea de bioxid de carbon s-a redus de la 40 la 0%, proporția de azot a fost întîi redusă de la 57 pînă la 54%, ceea ce corespunde conținutului de azot la jumătatea înălțimii cuvei, apoi a fost mărită la 60%. Presiunea gazelor a fost ridicată treptat de la 0,05 la 0,5 kg/cm^2, iar presiunea de comprimare a probei, de la 0 la 0,2 kg/cm^2.

Instalația permite efectuarea determinărilor cu minereuri avînd o granulație pînă la 20 mm, ceea ce corespunde condițiilor furnalelor cu încărcătură bine pregătită.

Pentru determinarea gradului de reducere a probei de minereu se stabilește — supunînd proba unei reduceri suplimentare cu hidrogen pur — cantitatea de oxigen rămasă.

Reductibilitatea unor minereuri folosite în mod curent (hematita din Venezuela și magnetita din Kiruna), stabilită pe baza noului procedeu, a fost în concordanță cu rezultatele cunoscute din practica furnalelor alimentate cu aceste minereuri. S-a stabilit totodată că determinările la care s-au respectat numai în parte condițiile din furnal, menținîndu-se temperatura constantă și fără a comprima proba, diferă apreciabil de cele efectuate în condițiile exploatării curente și sînt, în consecință, neconcludente.

În afară de stabilirea reductibilității unor minereuri, care nu au fost încă folosite, instalația permite să se efectueze cercetări pentru determinarea condițiilor optime de funcționare a unor furnale, cu minereurile folosite în mod curent, efectuînd diferite modificări ale programului de experimentare și urmărind comportarea minereului supus reducerii.

Afinarea cu insuflare în regim pulsator. Hardt P.E. și Vocke G. Stahl und Eisen, 85, nr. 12, 1965, p. 713–721.

Pentru afinarea fontelor fosforoase în convertizoare cu insuflarea oxigenului prin procedeul LD—AC sînt necesare instalații speciale pentru injectarea varului pulverulent ; pe de altă parte, tehnologia de elaborare este mai complicată întrucît trebuie să se evacueze zgura în decursul unei șarje de două sau chiar de trei ori și să se modifice înălțimea lăncii și presiunea oxigenului în diferite perioade ale afinării. Un dezavantaj însemnat al procedeului LD—AC îl constituie dificultatea de a se realiza un avans al defosforării față de decarburare, astfel încît să se asigure o agitare suficientă a băii în tot decursul elaborării oțelului.

Pentru a se produce o mai intensă agitare a băii chiar în cazul cînd degajarea oxidului de carbon este mai puțin intensă, a fost realizat un nou procedeu de insuflare a oxigenului în regim pulsator. Procedeul a fost experimentat la un convertizor cu o capacitate de 6 t, cu diametrul de 1 550 mm și înălțimea de 2 240 mm, folosind pentru insuflarea pulsatorie a oxigenului două lănci amplasate la o distanță de 570 mm una de alta ; debitul de oxigen are, la ambele lănci, aceeași amplitudine și frecvență, ciclul de pulsație fiind decalat.

Pentru stabilirea regimului de insuflare pulsator sînt folosite două ventile a căror viteză de rotație este de 50 rot/min. Pentru a se evita astuparea lăncilor cu metal sau zgură în momentele cînd ventilele sînt în poziție închisă, fiecare ventil are cîte o conductă de ocolire, cu ajutorul căreia este menținută în permanență, la ambele lănci, o insuflare redusă de oxigen.

La încercările efectuate s-a folosit fontă cu un conținut de 1,8—2,1 % P ; adaosul de var, de 120—135 kg/t oțel, s-a făcut în porții de cîte 100 kg. Debitul de insuflare a fost de 60—70 Nm^3/t oțel sau de 3,4—3,8 Nm^3 oxigen/t și min, presiunea de insuflare fiind de 3 ats. Înălțimea lăncii peste nivelul băii s-a menținut — cu cîteva excepții — la aceeași înălțime în tot decursul insuflării (600, 700, 800 și 900 mm).

Regimul de insuflare pulsator cu două lănci prezintă avantajul că la suprafața băii metalice se produce o mișcare alternativă orizontală, care aduce varul în cele două zone de temperatură maximă și favorizează formarea unei zgure cu proprietăți defosforante. Topirea varului se ușurează întratît, încît este posibil să se înlocuiască adaosurile de var pulverulent cu var sub formă de bucăți.

Din experiențele efectuate a rezultat că, lucrînd cu lancea la o înălțime de 900 mm și cu o presiune a jetului la nivelul băii de 360 mm col. H_2O, se obține un avans apreciabil al defosforării asupra decarburării, ceea ce permite oprirea directă a șarjei în momentul cînd metalul are conținutul de carbon stabilit. Lucrînd cu lancea în poziție mai coborîtă se reduce avansul defosforării la 700 mm, avansul menținîndu-se suficient pentru o bună conducere a șarjei.

O dată cu accelerarea defosforării, ca urmare a faptului că, la fiecare pulsație, jetul de oxigen trebuie să ''spargă'' stratul de zgură, pătrunderea oxigenului în metal este încetinită, ceea ce are ca urmare o oarecare întîrziere a decarburării.

Insuflarea oxigenului în regim pulsator permite o bună desulfurare a metalului, sulful fiind înlăturat în proporție de 40—70% ; conținutul de azot în oțel este de 0,002—0,005% în cazul folosirii oxigenului cu o puritate de 96—97%.

Îmbunătățirea calității oțelului pentru tablă laminată la rece. Barodulin A.I., Smolearenko D.A., Sivțov G.V. și Cijova V. Ia. Stal, nr. 8, 1965, p. 706—707.

Tabla destinată ambutisării adînci, obținută prin laminarea la rece a oțelului produs de uzina metalurgică din Cerepovețk (U.R.S.S.) se bucură de o bună apreciere din partea beneficiarilor. Calitatea superioară a oțelului elaborat la această uzină se explică printr-o serie de factori. În primul rînd cocsul folosit la furnalele uzinei conține numai 0,55% S ceea ce face ca fonta elaborată aici să conțină cel mult 0,018% S și se preconizează măsuri pentru reducerea conținutului de sulf pînă la 0,015—0,017%. Cuptoarele Martin sînt încălzite cu gaz metan carburat cu păcură. Încărcătura conține 55—58% fontă cu 0,40% Si și 0,25% Mn. În loc de minereu, în încărcătură se folosește aglomerat autofondant cu bazicitatea 3,0. Deoarece fonta conține puțin mangan, cu zgura care se evacuează înainte de topire se înlătură o foarte mică cantitate de sulf și baia conține la topire aproape aceeași cantitate de sulf ca și încărcătura (0,034%).

Folosirea materialelor cu conținut redus de sulf și a aglomeratului cu bazicitate mare asigură condiții favorabile defosforării băii metalice. Cu zgura evacuată la 20 min după turnarea fontei în cuptor se îndepărtează o cantitate însemnată de fosfor. Practica uzinei arată, de asemenea, că o fierbere liniștită de 30 min este suficientă pentru eliminarea corespunzătoare a gazelor și incluziunilor nemetalice din oțel. Bazicitatea zgurei este în continuă creștere, ajungînd la 2,71 înainte de dezoxidare. În acest fel se realizează îndepărtarea suficient de avansată a sulfului din oțel.

Pentru a se preîntîmpina apariția defectelor pe muchiile benzilor laminate la cald, se menține un raport de cel puțin 11,5 între conținutul de mangan și cel de sulf în oțel.

Temperatura oțelului în timpul afinării se află în limitele de 1 530—1 600°C, iar temperatura suprafeței zgurei depășește cu 20—120°C pe cea a oțelului.

În mod obişnuit oţelul se toarnă din oala de turnare prin orificiul cu diametrul de 30 mm, însă se experimentează şi turnarea mai rapidă, prin orificiul cu diametrul de 60—70 mm, în lingotiere cu contur ondulat, pentru a se preîntîmpina apariţia crăpăturilor.

Caracteristicile turnării sînt redate în tabela 1.

Tabela 1

Diametrul orificiului oalei, mm	30	60—70
Viteza de turnare, t/min	2,5	12,0
Viteza lineară de turnare, m/min	0,37	1,8
Grosimea crustei exterioare în partea inferioară a lingoului	20	20—40

În cazul turnării rapide, cantitatea de oţel de calitatea I este cu 1,45% mai mare decît în cazul turnării obişnuite. Cantitatea de tablă finită, de calitatea I, este cu 1,97% mai mare în cazul turnării rapide decît în cazul turnării cu viteză normală.

Explozia unui cuptor Martin. Herman A. Arbeitsschutz, nr. 5, 1965, p. 122—123.

La un cuptor Martin de 100 t, de tip Maerz-Boelens din R.F. Germană, s-a produs o explozie, care a avut ca urmare încetarea din viaţă a cinci muncitori. Unda explozivă a fost aşa de puternică, încît părţi din peretele posterior şi din boltă au fost dislocate de la locul lor, pereţii cuptorului au fost proiectaţi în afară, iar parte din boltă s-a prăbuşit în cuptor. Suflul exploziei a comprimat uşile răcite cu apă, masa lichidă de zgură şi oţel revărsîndu-se pe platforma cuptoarelor, asupra postului de comandă unde se afla echipa de lucru.

Cercetările efectuate au arătat că explozia se datorează desfăşurării anormale a reacţiilor chimice din cuptor. În mod obişnuit decarburarea fierului se face în cuptorul Martin, prin oxidare după reacţia C+FeO = Fe + CO. Oxidul de fier necesar reacţiei este furnizat sub formă de minereu. În mod normal reacţia se desfăşoară cu o mişcare de fierbere a băii, produsă de oxidul de carbon care ia naştere. După părerea generală accidentul a fost cauzat de caracterul instantaneu al reacţiei dintre carbon şi oxigen. Această părere a fost confirmată între altele şi de analiza ulterioară a zgurei. Dezechilibrul provocat de cantitatea prea redusă de calcar (1, 4 t) introdusă în cuptor a mărit mult potenţialul de oxidare al zgurei faţă de cantitatea de carbon din baie.

Cauzele de detaliu ale exploziei au fost: conţinutul de siliciu al băii a fost ridicat; cantitatea de minereu introdusă în baie a fost prea mare; minereul a fost adăugat într-un moment cînd baia era relativ rece (1 400—1 500°C); cantitatea de calcar adăugată a fost prea mică; prin folosirea arzătoarelor de păcură, temperatura băii a crescut mult mai repede, astfel că, după ce siliciul a fost consumat, temperatura reacţiei dintre carbon şi oxigen a ajuns la un nivel care a favorizat desfăşurarea foarte rapidă a reacţiei.

O primă măsură pentru prevenirea unor asemenea accidente este aceea de a supraveghea în permanenţă baia metalică, introducînd cantităţi mici de minereu distribuite pe întreaga suprafaţă a băii, realizîndu-se o mişcare liniştită de fierbere, înainte de a introduce cantitatea principală de minereu, fierberea liniştită fiind o garanţie că reacţia dintre carbon şi oxigen a început şi că a fost atinsă temperatura necesară de reacţie.

În multe oţelării atît posturile de comandă, cît şi platformele, nu oferă suficient adăpost personalului. De aceea este necesară protejarea cabinelor contra împroşcărilor cu metal incandescent şi prevederea lor cu ieşiri şi trepte către partea posterioară a platformei cuptoarelor.

Proprietăţile oţelului de construcţii tratat în oală cu zgură sintetică lichidă. Davîdov L.N. Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metallov, nr. 9, 1965, p. 8—13.

Esenţa tehnologiei de tratare a oţelului cu zgură lichidă constă în aceea că rafinarea se realizează în oală şi nu în cuptor. Oţelul topit în cuptor se toarnă cu un jet puternic în oala cu zgură lichidă (4—6% din greutatea metalului). Rafinarea se produce energic (în 2—3 min) deoarece, în acest caz, suprafaţa de contact a oţelului cu zgura este cu mult mai mare ca în cuptor, iar oţelul tratat se caracterizează prin anumite particularităţi, indiferent de agregatul în care a fost elaborat.

La aceeaşi rezistenţă, oţelul de construcţii tratat cu zgură sintetică în oală (oţelul ZS) are plasticitate mai ridicată şi rezilienţă a probelor transversale mai bună ca a oţelului netratat. Anizotropia proprietăţilor de plasticitate şi a rezilienţei oţelului ZS este mai bună decît a oţelului netratat (tabela 1).

Tabela 1

Uzina elaboratoare	Marca oţelului	Oţelul	Numărul de şarje	Anizotropia proprietăţilor		
				5		k
UMI	40 HNMA	MZS	5	0,73	0,62	0,56
		E	5	0,61	0,47	0,37
UMZ		EZS	10	0,78	0,73	0,63
		E	10	0,91	0,70	0,51
UMI	30 HGSA	MZS	5	0,80	0,68	0,53
		E	5	0,46	0,42	0,30
CMK		MZS	12	0,75	0,76	0,64
		EZS	18	0,66	0,70	0,60
UMZ		E	8	0,64	0,76	0,60
UMZ	18 HNVA	EZS	13	0,72	0,64	0,59
		E	12	0,71	0,63	0,48
UMZ	30 HGSNA	EZS	12	0,65	0,61	0,58
		E	8	0,77	0,68	0,54
UMZ	12H2N4A	EZS	10	0,73	0,73	0,53
		E	6	0,60	0,54	0,42
UMI	45HNMFA	EZS	2	0,66	0,52	0,55
		E	2	0,35	0,30	0,39
UMI	40 HFA	MZS	1	0,80	0,68	0,60
		E	2	0,76	0,64	0,44
UMI	50 HFA	MZS	4	0,94	0,41	0,57
		E	4	0,51	0,28	0,57
UMI	30 HGT	MZS	5	0,48	0,32	0,21
		M	4	0,39	0,19	0,11
UMI	40 H	MZS	7	0,70	0,45	0,67
		M	4	0,25	0,18	0,20
UMZ	12HN3MA	MZS	2	0,48	0,44	0,80
		M	4	0,53	0,40	0,23
U MZ		E	3	0,48	0,50	0,41
UMNT		EZS	3	0,60	0,60	0,56
CMK		CZS	3	0,80	0,72	0,52
		MZS	7	—	—	0,48

Obs. Notaţiile din tabel: MZS — oţel Martin; EZS — oţel electric; CZS — oţel de convertizor tratat în oală cu zgură sintetică lichidă; M — oţel Martin; E — oţel electric; C — oţel de convertizor; UMI — Uzina metalurgică din Ijevsk; UMZ — Uzina metalurgică din Zlataust; CMK—Combinatul metalurgic din Kuzneţk; UMNT — Uzina metalurgică din Novaia Tula.

Oţelul tratat cu zgură sintetică lichidă are o capacitate mai mare de a rezista la acţiunea concentratorilor de tensiuni triaxiale şi la temperaturi joase.

În general, oţelul de construcţii tratat în oală cu zgură sintetică lichidă se poate mai bine deforma plastic sub tensiuni triaxiale şi rezistă mai bine la acţiunea concentratorilor de tensiuni şi a temperaturilor joase. Această particularitate a oţelului va asigura evitarea supraîncărcării în exploatare în locurile cu concentratori de tensiuni şi deci a producerii ruperilor fragile neprevăzute, în special la temperaturi joase.

Oţelul tratat în oală cu zgură lichidă se caracterizează şi printr-un conţinut mai redus de sulf (0,006—0,012%) şi de incluziuni nemetalice, care nu formează aglomeraţii mari şi şiruri lungi. Din punctul de vedere al macrostructurii, rupturii, mărimii grăuntelui, călibilităţii, vitezei de coroziune în apă potabilă şi apă marină, oţelul tratat în oală cu zgură sintetică lichidă este identic cu oţelul obişnuit.

Dar oţelul ZS este mai puţin afectat de sulfuri şi este mai puţin susceptibil la formarea unei microstructuri neomogene. Organele de maşini din oţeluri ZS sînt mai sigure în exploatare. Din aceste oţeluri se pot executa piese cu forme mai complicate şi cu riscuri mai mici de rupere fragilă.

Proprietăţile particulare ale oţelului ZS nu depind de modul de elaborare a oţelului, iar introducerea în industrie a procedeului permite o creştere importantă a calităţii producţiei.

Pornirea celui mai mare laminor de tablă groasă din Anglia. Detalii asupra uzinei noi de la Shepcote Lane a firmei Firth-Vickers Stainless Steels Ltd. Sheet Metal Industries, nr. 458, iunie 1965, p. 425—433.

Recent a intrat în funcţiune laminorul de tablă groasă pentru oţeluri inoxidabile şi refractare, cuprinzînd un depozit de brame de 183×21,3 m, hala laminorului de 305×21,3 m şi hala ajustajului de 305×21,3 m. Pentru montaj sînt două poduri de 70 t, iar pentru transportul bramelor şi tablelor, poduri de 10 t.

Bramele avînd în general 140 mm grosime, 1 020 mm lăţime şi 9 150 mm lungime, obţinute de la alte uzine, sînt şlefuite pe toate feţele şi tăiate autogen în lungimi maxime de 1 830 mm (greutatea maximă 2 t). Bramele sînt încălzite într-un cuptor cu vatră păşitoare, dimensionat pentru două rînduri de brame, precum şi pentru reîncălzirea semifabricatelor de max. 4 060 mm lungime şi prevăzut cu o maşină automată de descărcare.

Caja de lucru este de tip cvarto, avînd cilindrii cu diametrul de 865/1 435×2 280 mm, şi permite laminarea tablelor de max. 2 m lăţime finită. Cilindrii de lucru au lagăre cu rulmenţi, cei de sprijin, lagăre cu frecare lichidă. Echilibrarea cilindrilor superiori este hidraulică. În faţa şi spatele cajei sînt căi cu role de rotire şi manipulatoare acţionate hidraulic. Cilindrii sînt acţionaţi individual de două motoare de cîte 2 500 CP, 35/70 rot/min, asigurînd o viteză maximă de laminare de 3,2 m/s. Alimentarea motoarelor se face de la un grup Ilgner, compus dintr-un motor de 4 000 CP şi două generatoare de cîte 2 000 kW. Şuruburile de presiune au viteză maximă de 10,6 mm/s şi sînt prevăzute cu dispozitiv hidraulic de deblocare a cilindrilor. Între şuruburi de presiune şi portlagăre sînt mesdoze de 2 500 t. În faţa şi spatele cajei sînt ajutaje cu apă la presiune înaltă (105 at) şi cu aburi pentru destunderizare, precum şi o instalaţie de exhaustare.

În spatele cajei cvarto este o caja verticală cu diametrul de 610 mm, cu acţionare inferioară, avînd o deschidere de 610—2 510 mm, şi fiind acţionată de un motor de 400 CP, 270/700 rot/min.

Comanda se face semiautomat, prin preselectoare.

Tablele laminate trec la un foarfece de şutare şi divizare de 45 t, cu tăiere de jos, prevăzut cu opritor mobil pentru lungimi de 3,05—6,1 m şi putînd tăia table de 25,4×2 100 mm din oţel inoxidabil. În spatele foarfecelui este un stivuitor.

În continuare urmează un cuptor de tratament termic cu role, avînd 24,4 m lungime şi putînd încălzi pînă la 1 100°C. Cuptorul are 4 zone şi are regim oscilant. În spatele cuptorului este o cale cu role de 23,8 m lungime, prevăzută cu ajutaje superioare şi inferioare, pentru călirea tablelor.

Tablele călite trec la o maşină de îndreptat la cald pentru grosimi de 6,35—25,4 mm, viteze de max. 0,51 m/s şi temperaturi de 100—600°C. Maşina cuprinde 9 role de lucru cu diametrul de 305×2 350 mm, sprijinite cu role cu diametrul de 311 mm. Tablele îndreptate trec pe un pat de răcire de 24,4 m lungime şi 9,3 m/min viteză de deplasare şi apoi în hala ajustajului.

În ajustaj se taie marginile tablelor la două foarfece laterale de 100 t, putînd tăia table de max. 25,4 mm, la un ritm de şase tăieturi/min. Foarfecele sînt complet mecanizate. După tăiere, tablele sînt ridicate cu un răsturnător în poziţie verticală şi trecute prin instalaţia continuă de sablare şi decapare. După decapare tablele trec printr-o secţiune de uscare, de spălare (cu apă caldă la presiune înaltă şi joasă) şi apoi de uscare cu aer cald. În continuare, tot în poziţie verticală, tablele sînt controlate şi eventual curăţate cu polizoare manuale.

După răsturnare în poziţie orizontală, tablele trec fie la un stivuitor cu vacuum (pentru max. 10 m lungime şi max. 2 t), fie la un foarfece de debitare de 100 t, putînd tăia table de max. 25,4 mm grosime din oţel inoxidabil, la un ritm de 8—12 tăieturi/min. Foarfecele este prevăzut cu opritor mobil pentru lungime de 1,53—6,1 m şi este complet mecanizat. În continuare urmează o maşină de îndreptat la rece pentru table inoxidabile de 3,2—12,7 mm grosime, max. 1 980 mm lăţime, max. 50 kg/mm^2 limită de curgere. Maşina de îndreptat are 11 role de lucru cu diametrul de 165 mm, prevăzute cu role de sprijin de acelaşi diametru. După maşina de îndreptat urmează calea cu role de evacuare.

În afară de flux sînt amplasate utilaje pentru ajustaj suplimentar (foarfece pentru formate speciale, răsturnător de table, cîntar).

Progrese noi în exploatarea cuptoarelor adînci. Slade R.H. şi Phillips A.F. Journal of the Iron and Steel Institute, sept. 1965, p. 875—885.

Slebingul universal de la Steel Company of Wales alimentează cu brame un laminor continuu de benzi de 2 030 mm şi utilizează în cea mai mare parte (peste 70 %) lingouri direct conice în formă de ”gît de sticlă”, avînd caracteristicile din tabela 1.

Lingourile sînt încălzite într-o subsecţie de cuptoare adînci, cuprinzînd : 3 cuptoare electrice şi 38 de celule cu arzător în centrul vetrei (grupate cîte două), încălzite cu bigaz, din care 24 cu recuperatoare ceramice şi 14 cu recuperatoare metalice.

Pereţii laterali ai cuptoarelor sînt din cărămizi de silică, care au o durabilitate de trei ani. Pentru a mări durabilitatea se folosesc, cu rezultate bune, grinzi refractare de întărire. Blocul refractar al arzătoarelor are o durabilitate de un an ; în prezent se utilizează blocuri metalice care sînt mult mai rezistente. Capacele iniţiale erau din cărămizi fasonate care durau circa patru ani, dar se deformau, de aceea au fost înlocuite cu capace monolit din material refractar turnat.

Productivitatea cuptoarelor este influenţată în primul rînd de timpul de predare a lingourilor calde şi procentajul de lingouri reci. Timpul minim de predare, impus de considerente metalurgice, este arătat în tabela 2.

Tabela 1

Dimensiunile lingotierei, mm							Înălţimea lingoului, mm	Greutatea lingoului, t
Grosimea			Lăţimea			Înălţimea		
sus	mijloc	jos	sus	mijloc	jos			
880	915	950	945	980	1 015	2 550	2 300	13,7
880	915	950	1 030	1 065	1 100	2 580	2 320	15,2
880	915	950	1 145	1 180	1 215	2 580	2 320	16,8
880	915	950	1 210	1 245	1 280	2 575	2 315	17,7
880	915	950	1 385	1 420	1 455	2 585	2 325	20,4
880	915	950	1 665	1 700	1 735	2 330	2 080	24,1
830	865	900	1 795	1 830	1 865	2 270	2 015	24,4
780	815	850	1 945	1 980	2 015	2 190	1 940	24,4

Tabela 2

Calitatea oţelului	Timpul de menţinere, h				Timpul minim de predare, h
	7 t	10–14 t	15 t	20–23 t	
Lingouri necalmate normale	0,75	0,75	0,75	1,5	2,5
Lingouri necalmate cu gît de sticlă	0,75	0,75	0,75	1,5	2,5
Lingouri din oţel calmat	0,75	0,75	0,75	0,75	2,5
Lingouri din oţel "Corten"	1,5	1,5	1,5	1,5	2,5
Lingouri din oţel stabilizat	1,5	1,5	2,0	2,0	3,0
Lingouri din oţel silicios	2,0	3,0	3,0	3,0	4,5

În anul 1963, timpul mediu de predare a fost de 3,5–4 h şi în mod corespunzător timpul mediu de încălzire 7,5–9 h (inclusiv timpii de aşteptare pentru laminare). Procentajul de lingouri reci a fost în general de 5–10 % (media pe anul 1963 – 8,7 %, pe anul 1964 – 9,6 %).

Capacitatea actuală a cuptoarelor adînci este de circa 65 000 t/săptămînă. Dacă producţia cerută va fi de 70 000–75 000 t/săptămînă va fi necesar să se ia o serie de măsuri organizatorice, în special pentru eliminarea întîrzierilor care lungesc timpii de predare.

Consumul specific de combustibil în semestrul II/1963 a fost în medie de (220–250) × 1 000 kcal/t, la o încărcare rece, în general de 5–10 %.

Experienţa a arătat că pentru a obţine un ţunder care se îndepărtează uşor, excesul de aer trebuie să fie de circa 10 % (pierderea prin ţunder este de circa 0,7 %). În interiorul cuptorului trebuie asigurată o atmosferă oxidantă, însă nu se poate evita formarea fierului metalic pe vatră prin reducerea ţunderului în contact cu cocsul mărunt. Datorită fierului metalic găurile de evacuare a ţunderului se pot bloca, vatra devine "umedă" şi trebuie adăugat cocs mărunt, iar uzura devine mai mare. Pentru a se evita formarea vetrei umede, trebuie urmărite continuu temperatura, atmosfera şi starea vetrei. Situaţia poate fi îmbunătăţită prin utilizarea vetrei cu cărămizi din dolomită.

În semestrul al II-lea al anului 1962, cantitatea de zgură şi deci creşterea vetrei era exagerată, ducînd la dificultăţi în exploatare. Cercetările au arătat că aceasta se datora variaţiei puterii calorifice a bigazului în urma introducerii injectării de păcură în unele furnale. Prin menţinerea unei valori constante a puterii calorifice a bigazului (1 200 kcal/m³), neajunsul a fost înlăturat.

Instrucţiunile tehnologice impun o temperatură minimă a bramelor, de 1 098°C. Din tabela 3 rezultă, din cîteva exemple de exploatare, condiţiile de funcţionare a cuptoarelor adînci.

Oţeluri de construcţie cu conţinut mic de perlită. Duckworth W.E., Phillips R. şi Chapman J.A. Journal of the Iron and Steel Institute, vol. 203, nr. 11, 1965, p. 1108–1114.

Sudabilitatea este o caracteristică importantă a oţelurilor de construcţie cu conţinut mic de carbon. Unul din parametrii de care depinde sudabilitatea oţelurilor este carbonul echivalent $\left(\%C + \frac{\%Mn}{6}\right)$. Din acest motiv, cele mai multe studii, ca şi cel prezent, au ca obiectiv stabilirea influenţei carbonului şi manganului asupra proprietăţilor mecanice ale oţelurilor sudabile.

Lucrarea analizează dependenţa valorilor proprietăţilor mecanice de conţinutul de carbon, îndeosebi sub 0,1 %, de conţinuturile de mangan, de niobiu şi de vanadiu, de temperatura de sfîrşit de laminare şi de condiţiile tratamentului de normalizare.

Compoziţia chimică a oţelurilor studiate variază între limitele: 0,01–0,3 % C; 0,8–1,5 % Mn; 0,033–0,071 % Nb şi 0,002–0,017 % N.

Pentru elaborarea oţelurilor au fost folosite materiale pure: fier suedez de mare puritate, mangan electrolitic şi carbon spectroscopic. Alierea cu niobiu şi cu vanadiu s-a făcut cu feroaliaje.

Valoarea limitei de curgere creşte cu conţinutul de carbon, însă numai în măsura în care carbonul provoacă micşorarea granulaţiei.

Micşorarea dimensiunilor grăunţilor, ca urmare a creşterii conţinutului de carbon, influenţează şi coborîrea temperaturii de tranziţie; această tendinţă este însă contracarată de creşterea proporţiei de perlită. În figura 1 este arătată influenţa proporţiei de perlită asupra temperaturii de tranziţie. Sub 2 % perlită are loc o cădere rapidă a temperaturii de tranziţie.

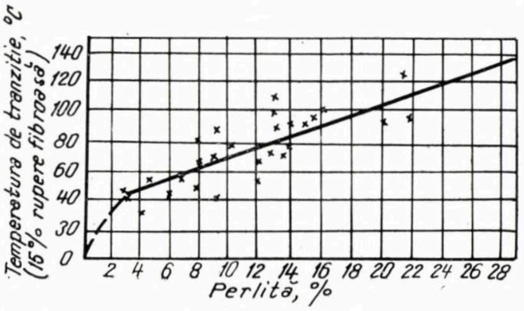


Fig. 1

În cazul oţelurilor carbon-mangan, cu o anumită granulaţie, un conţinut foarte mic de carbon are o influenţă pozitivă asupra temperaturii de tranziţie, fără să provoace o micşorare a limitei de curgere.

Tabela 3

Denumirea	Exemplul nr.			
	1	2	3	4
Numărul cuptorului	14	19	16	31
Data	28.02.64	28.02.64	6.03.64	6.03.64
Timpul de predare a lingourilor, h	2,75	3,75	4,0	4,0
Timpul de încălzire, h	4,75	5,0	6,5	8,0
Nr. lingourilor în cuptor	8	8	6	7
Greutatea unui lingou, t	15	7,5	14	17
Dimensiunea lingoului, mm	915×1 065	915×1 245	915× 980	915×1 180
Dimensiunea bramei, mm	197× 875	222× 900	190× 875	215× 900
Temperatura în cuptor la capac, °C	1 340	1 340	1 290	1 320
Temperatura în cuptor la vatră, °C	1 260–1 300	1 200–1 260	1 260–1 280	1 180–1 260
Temperatura bramei, °C	1 120–1 140	1 120–1 150	1 100–1 135	1 100–1 140
Calitatea oţelului	Necalmat (carbon moale)			

În oțelurile carbon-mangan-niobiu, conținutul de carbon influențează valorile proprietăților mecanice, însă de o manieră care nu poate fi pusă exclusiv în dependență de granulație,

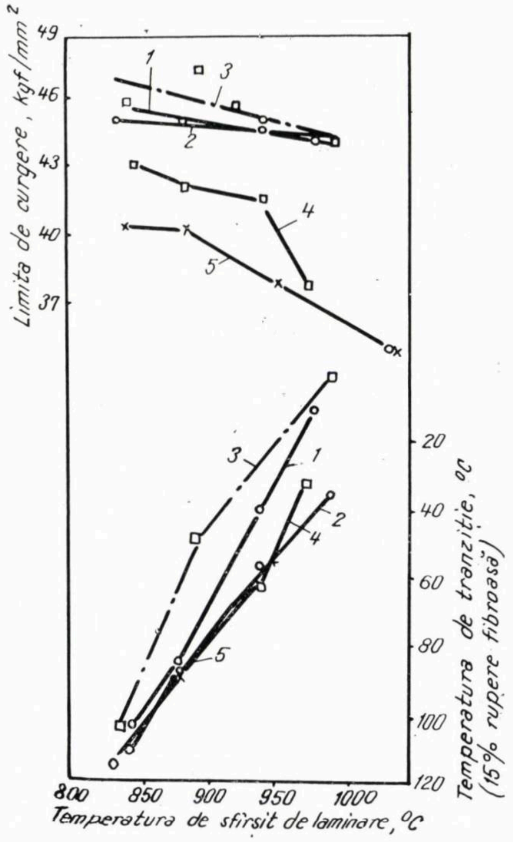


Fig. 2

după cum se arată în figura 2 (*1*—0,047% C; 1,48% Mn; 0,064%Nb; *2*—0,083% C; 1,4% Mn; 0,075% Nb; *3*—0,145%C; 1,52% Mn; 0,06% Nb; *4*—0,079% C; 1,4% Mn; 0,041% Nb; *5* — 0,031% C; 1,49%Mn; 0,033% Nb).

În timp ce în oțelurile cu 1,5% Mn și 0,06% Nb, conținutul de carbon, în limitele 0,05—0,15%, nu influențează limita de curgere, în oțelurile cu 1,5% Mn și 0,03% Nb, carbonul în limitele 0,03 — 0,18% ameliorează sensibil limita de curgere. Creșterea conținutului de mangan în limitele 0,8—1,5% au ca efect ridicarea limitei de curgere și elaborarea temperaturii de tranziție.

Pentru obținerea unei temperaturi de tranziție sub 0°C, este necesar un conținut de minimum 1,2% Mn atunci cînd niobiul este de 0,06%. Micșorarea conținutului de niobiu impune ridicarea conținutului de mangan. Influența pozitivă a manganului asupra proprietăților mecanice este de 3—4 ori mai mare în oțelurile cu niobiu decît în oțelurile carbon (9—12 kgf/mm² față de 3 kgf/mm² pentru 1% Mn).

Temperatura de sfîrșit de laminare influențează substanțial valorile proprietăților mecanice ale oțelurilor cu conținut mic de carbon, aliate cu mangan, atît în prezența, cît și în absența niobiului prin efectul pe care-l are asupra granulației oțelurilor. După cum se arată în figura 2, temperaturile mici de sfîrșit de laminare coboară temperatura de tranziție și ameliorează valorile limitei de curgere.

Pentru temperaturi de sfîrșit de laminare mai mari de 950°C se pot obține proprietăți mecanice relativ bune atunci cînd oțelul are un conținut relativ ridicat de niobiu și de azot (0,06% Nb și 0,017% N).

Micșorarea reducerii de secțiune la ultimele treceri (de ex. de la 20—30% la 10%) are ca rezultat creșterea temperaturii de tranziție cu circa 50°C și micșorarea limitei de curgere cu circa 3 kgf/mm².

Oțelurile Mn—Nb—V—N pot fi normalizate chiar la temperaturi mai mari de 900°C, pînă la 1 050°C. La 900°C limita de curgere este de 34 kgf/mm², iar temperatura de tranziție este mai mică de —100°C; la 1 050°C, temperatura de tranziție se menține sub —100°C, iar limita de curgere crește la 46,5 kgf/mm².

Identificarea incluziunilor în piesele din fontă. Fonderie, nr. 235, 1965, p. 314—315.

Identificarea incluziunilor este una din problemele dificile ale metalografiei, întrucît chiar cele mai subtile metode nu permit să se soluționeze toate cazurile.

Microsonda electronică aduce un prețios ajutor în acest domeniu întrucît execută analiza spectrografică a unui foarte mic volum (cîțiva microni), ceea ce dă direct compoziția chimică a incluziunilor. Această metodă nu este completă (unele elemente nu pot fi încă dozate) și nici aplicabilă în toate cazurile, în plus este lentă. Recent s-a folosit microsonda electronică la rezolvarea unor probleme puse de turnătoriile de fontă, după cum se arată mai jos:

I. Unii cilindri cu aripioare prezentau mici cavități în alezaj, dintre care unele conțineau o substanță neidentificabilă la microscop. O analiză calitativă cu microsonda a pus în evidență prezența siliciului și a calciului în cantități importante. S-a dedus că originea defectului o constituie inoculantul neasimilat în fontă întrucît s-a folosit silicocalciu drept inoculant. Ținînd seamă de neajunsurile prezentate de silicocalciu, s-a impus luarea de precauții deosebite.

II. Într-o piesă din fontă cenușie, era greu de interpretat, numai pe baza examinării microscopice, existența unei zone albe, apărute după atac cu nital. Pe baza analizei cu microsonda s-a stabilit că era vorba de un material cu totul străin de fontă și introdus accidental.

III. La o piesă din fontă aliată cu nichel-crom s-a observat, prin examinare microscopică, prezența unui corp străin în vecinătatea căruia fonta era albă.

Dozarea cu microsonda a arătat că incluziunea era constituită din fier și crom; cromul difuzînd a provocat formarea carburilor aciculare. Se presupune că adaosurile de ferocrom au fost executate cu un aliaj de granulometrie grosolană, ceea ce a îngreuiat asimilarea, ținînd seamă că temperatura de topire a fost prea mică.

IV. La un cilindru folosit la măcinarea pigmenților, s-a observat, în timpul uzinării, existența unor înțepături superficiale în părțile călite de lîngă cochilie, pe o adîncime de 5—10 mm (grosimea cilindrului 40 mm). Analiza cu microsonda a precizat că materialul din unele cavități era constituit din compuși de siliciu și mangan (silicați de mangan asociați cu sulfuri de mangan). Incluziunile de silicați de mangan, asociate cu sulfuri, ar putea fi atribuite atacului materialului refractar al oalelor de către metal, dacă raportul Mn: Si este peste 0,4, în timp ce suflurile pot să se datoreze oxizilor de mangan care se formează în fundul oalelor răcite și care sînt reduși de către fonta caldă. Întreținerea minuțioasă a oalelor de turnare pare să fie factorul principal în ceea ce privește încercările de a elimina total defectul.

Tendințele tehnicii de topire pentru turnarea în cochilii. Proffitt H. L., metalurg șef, Morganite Therman. Designs Ltd, U.K. (Anglia).

Turnarea în cochilii este în continuă creștere datorită economiei importante ce se obține la producția în serie mare. Perfecționările realizate atît la turnarea prin gravitație, cît și sub presiune mare sau redusă, se referă nu numai la partea economică a procedeelor, ci și la partea metalurgică de elaborare a metalului topit.

În acest domeniu, factorul dominant în toate fazele ciclului de turnare este temperatura; controlul ei condiționează calitatea pieselor turnate și automatizarea procesului de producție.

Cu toate că nu se pot stabili modele rigide de adoptat, totuși din practica tehnicii noi se pot desprinde următoarele patru tendințe:

1. Reducerea cheltuielilor de topire care se realizează prin alegerea judicioasă a agregatelor de topire și de menținere a metalului la temperatura de turnare. La turnătoriile cu cerere mare de metal topit se recomandă agregate separate, de topire şi de menţinere; specializarea cuptoarelor asigură şi o funcţionare continuă, deci economică, şi foloseşte mai bine personalul de calificare superioară cerut de topire, lăsînd pe turnător să se preocupe numai de menţinerea temperaturii metalului şi de turnarea lui.

La analiza cheltuielilor de topire, pe lîngă combustibilul sau energia consumată, intră şi materialul refractar, manopera, uzura şi pierderile.

2. Reducerea pierderilor prin oxidarea metalului în cursul topirii, în special a aluminiului, se evită prin înlăturarea tuturor factorilor care pot aduce umiditate în şarjă (metale vechi umede, produse de combustie în contact cu baia de metal), deoarece aceasta duce la reacţia:

$$H_2O + 2\,Al = Al_2O_3 + 3\,H_2,$$

de unde rezultă oxidarea metalului şi absorbţia de gaz; de aici rezultă o dublă pierdere: cantitativă şi calitativă. Contactul produselor de combustie cu baia metalică se evită eliminînd cuptorul de topire cu reverber şi folosind o atmosferă de protecţie deasupra băii de metal. Absorbţia de gaz creşte cu temperatura, deci supraîncălzirea metalului trebuie evitată. Degazarea topiturii se realizează prin barbotarea cu azot (şarje mari) sau prin introducerea de pastile de substanţe generatoare de clor (hexacloretan, pentru şarje mici).

3. Adoptarea cuptorului de topire cu creuzet fie încălzit cu flacără, fie electric, permite evitarea contactului metalului cu gazele nocive; creuzetul cu rezistenţă electrică este mai favorabil decît cel cu inducţie atît ca preţ, cît şi ca flexibilitate în exploatare. Se realizează rezistenţe electrice în tuburi ceramice de protecţie, cu o durată de 5 000 h în exploatarea continuă.

4. Adoptarea cuptorului de menţinere a metalului topit la temperatura de turnare, cu încălzitori electrici imersaţi, permite un transfer de căldură cu randamentul maxim realizabil în industrie. Încălzitorii sînt din carbură de siliciu în tuburi de protecţie.

Particularităţile procesului de contracţie la fonte. Iosnogorodskii V. I. Liteinoe proizvodstvo, nr. 1, 1966, p. 28—30.

S-a determinat dilatarea iniţială, contracţia anteperlitică şi cea perlitică la fontele cenuşii cu grade diferite de saturaţie.

Pe baza experienţelor efectuate s-a stabilit că dilatarea iniţială la piese începe să aibă loc în straturile superficiale de fontă solidificată, în domeniul temperaturii eutectice şi este cauzată de grafitizare. Valoarea dilatării iniţiale depinde de compoziţia chimică a fontei, de viteza de răcire, de rezistenţa formei etc.

În figura 1 se arată variaţia dilatării iniţiale la fonte în funcţie de carbonul echivalent şi de gradul de frînare (*1* — dilatarea frînată prin aplicarea unor forţe de $9 \cdot 10^2$ kgf/mm liniar la probe de 600 mm lungime; *2* — dilatarea liberă).

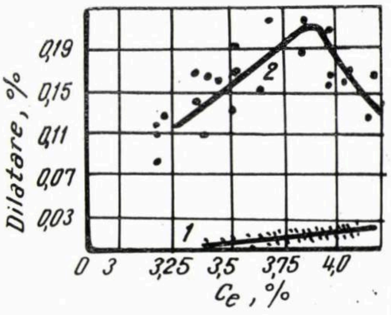


Fig. 1

Din figura 1 rezultă că valoarea maximă a dilatării iniţiale libere (curba *2*) o au fontele hipoeutectice cenuşii cu C_e = 3,75—4,0%. Fontele cu carbonul echivalent mai mic (fontele albe şi pestriţe), precum şi cele cu carbonul echivalent mai mare (fontele cenuşii eutectice şi hipoeutectice) prezintă dilatări iniţiale mai scăzute. Aceasta se explică în primul caz prin valoarea mai mică a gradului de grafitizare, iar în cazul al doilea, prin faptul că grafitizarea începe să aibă loc în principal în fonta lichidă.

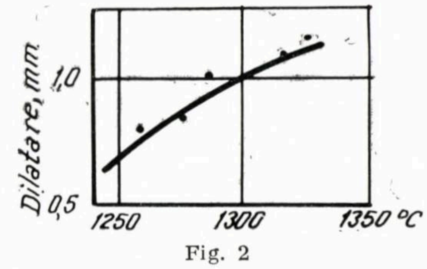


Fig. 2

În cazul dilatării frînate, aceasta creşte continuu o dată cu mărirea carbonului echivalent.

Cu mărirea temperaturii fontei la turnare dilatarea iniţială a fontelor creşte (fig. 2), ceea ce se explică prin intensificarea procesului de grafitizare în fonta solidificată, şi micşorarea rezistenţei ei, deci a rezistenţei la deformare.

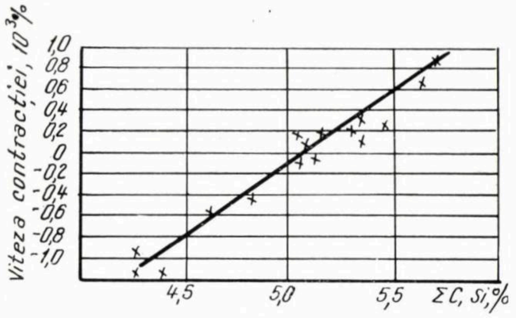


Fig. 3

În figura 3 se arată influenţa sumei C + Si asupra vitezei de contracţie a fontelor în domeniul transformării perlitice. Pentru valori C + Si > 5% contracţia devine pozitivă, deci are loc o dilatare, iar la valori mai mici, are loc o contracţie.

Corelaţia dintre dilatarea iniţială şi cea perlitică, pe de o parte, şi compoziţia chimică a fontei (carbonul echivalent sau suma C + Si), pe altă parte, poate fi folosită pentru controlul rapid al calităţii fontei. Determinarea dilatării sau contracţiei perlitice se face foarte repede (prima în circa un minut, a doua în circa patru minute). În cazul menţinerii constante a temperaturii de turnare şi a folosirii unor forme uscate, se poate determina cu destul de mare precizie valoarea carbonului echivalent sau a gradului de saturaţie al fontei, pornind de la valorile dilatării iniţiale şi ale contracţiei perlitice.

Modificarea fontei de cubilou cu feroceriu. Volosenkov V.E. şi Ţedrik I.F. Liteinoe proizvodstvo, nr. 1, 1966, p. 1—2.

Modificatorii folosiţi în mod obişnuit (grafitul, aluminiul, ferosiliciul, silicocalciul) îmbunătăţesc structura şi micşorează albirea în pereţii subţiri ai pieselor, însă nu o schimbă sau chiar o înrăutăţesc în pereţii groşi.

Adaosurile de feromangan, ferocrom, titan şi altele îmbunătăţesc, din contră, structura în pereţii masivi ai pieselor şi duc la albirea fontei în pereţii subţiri.

Se cercetează influenţa feroceriului asupra structurii şi proprietăţilor fontei cenuşii cu compoziţia: 3,36% C; 1,91% Si; 0,72% Mn; 0,11% S; 0,12% P şi 0,14% Cr. Temperatura fontei la modificare a fost de 1 380—1 390°C, iar la turnare, de 1 320—1 330°C.

În figura 1, *a* se arată influența adaosului de feroceriu asupra grosimii stratului de fontă albă (determinată pe probe de călire cu grosimea de 5 mm: *1* — cu răcitor, *2* — fără răcitor), iar în figura 1, *b*, influența temperaturii de turnare asupra acestei grosimi, în cazul turnării fontelor fără adaos de feroceriu (curba *1*)și cu adaos de 0,035 % feroceriu (curba *2*).

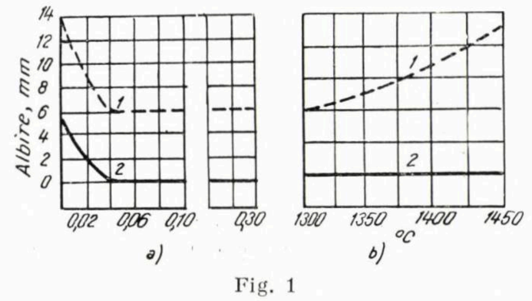


Fig. 1

Rezultă că adaosurile mici de feroceriu (pînă la 0,03 % Fe-Ce) au un efect puternic grafitizant, fontele devenind insensibile la albire, chiar în cazul măririi gradului de supraîncălzire (fig. 1, *b*, curba *2*).

Adaosurile de feroceriu cuprinse între 0,03 și 0,3 % nu influențează practic grafitizarea fontei, iar adaosurile mai mari de 0,5 % duc la albirea fontei, deci efectul devine antigrafitizant.

În cazul fontei modificate cu 0,04 % feroceriu, influența sulfului asupra albirii și a grosimii peretelui asupra durității

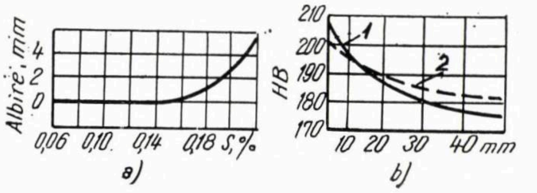


Fig. 2

devine mai puțin pronunțată (fig. 2: *1*—fonte nemodificate; *2* — fonte modificate).

Această influență a feroceriului este deosebit de importantă în cazul turnării pieselor cu grosimi diferite ale pereților la care duritatea în pereți groși este uneori cu 20—30 % mai mică decît cea medie.

Adaosul de feroceriu determină de asemenea creșterea valorilor proprietăților mecanice (HB, σ_r, σ_{ri}, f). Menținerea fontei modificate cu feroceriu duce la o mai mică micșorare a valorii acestor proprietăți, decît în cazul fontelor obișnuite.

Rezultă că adaosurile mici de feroceriu (în medie de 0,04 %) duc la mărirea proprietăților mecanice și la îmbunătățirea prelucrabilității fontelor, deoarece mărirea rezistenței nu se face pe seama ridicării durității.

Spre deosebire de alte adaosuri (modificatori) feroceriul nu determină albirea fontei în pereții subțiri și nici creșterea gradului de grafitizare a fontei în părțile masive ale pieselor.

Variația compoziției chimice a fontei în cazul tratării ei cu magneziu. Șiian V.G. Liteinoe proizvodstvo, nr. 1, 1966, p. 3—5.

S-a determinat variația conținutului de carbon, mangan fosfor și sulf la tratarea fontelor cu magneziu.

Conținutul de carbon se micșorează în limite largi (cu 0,2—0,25 %) și cu atît mai mult, cu cît conținutul lui și al siliciului este mai mare. Micșorarea carbonului poate fi explicată prin flotarea particulelor de grafit din fonta lichidă o dată cu bulele de magneziu.

Conținutul de mangan se micșorează cu 7—10 %, datorită eliminării sulfurilor și oxizilor de mangan din fontă o dată cu bulele de magneziu; fosforul, din același motiv, scade cu 12—15 %, iar conținutul de sulf, cu 62—80 %.

Cu cît presiunea deasupra fontei lichide la modificarea ei cu magneziu este mai mare, cu atît pierderile de carbon și de siliciu sînt mai mici.

La menținerea fontei modificate în stare lichidă are loc micșorarea conținutului de magneziu, care depinde de temperatura fontei și conținutul de siliciu. Procesul de evaporare a magneziului din fontă la menținere este cu atît mai intens, cu cît temperatura fontei este mai mare și conținutul de siliciu mai scăzut.

Viteza de micșorare a conținutului de magneziu (de demodificare a fontei) variază între 0,001 și 0,003 % Mg/min.

Formarea crăpăturilor la cald în cilindrii de laminor din fontă cu crustă dură. Krivoseev A.E. și Adamov I.V. Liteinoe proizvodstvo, nr. 12, 1965, p. 21—22.

Crăpăturile la cald în cilindrii turnați din fontă cu crustă dură se pot forma în trei perioade:

1) În timpul solidificării crustei dure și a zonei de trecere, cînd tendința de formare a crăpăturilor la cald depinde de plasticitatea fontei și este influențată de dimensiunile grăunților, coeficientul de contracție, intervalul de solidificare, presiunea metalostatică, gradientul de temperatură în stratul solidificat, și de gradul de frînare a contracției.

2) În timpul solidificării fontei din interiorul cilindrului cînd se formează "puntea" care desparte fusul superior (maselota) de cilindru. În acest caz nu are loc o solidificare dirijată a cilindrului. La cristalizarea eutectică are loc mărirea volumului fontei (datorită grafitizării), ceea ce duce la apariția unei presiuni în interiorul cilindrului încă nesolidificat, și care provoacă uneori crăparea crustei solidificate de la periferie.

Mărimea volumului fontei din interiorul cilindrului este parțial compensată de împingerea eutecticului fosforos la suprafața fusului superior și a tăbliei cilindrului, însă influența acestui factor este eliminată în cazul solidificării dirijate.

3) În timpul răcirii cilindrului, după solidificare, datorită coeficientului de contracție diferit al fontelor din cele trei zone structurale din secțiune: albă (de la periferie), pestriță (cea de trecere) și cenușie (din interior).

Variația contracției libere pe secțiunea unui cilindru de tablă cu diametrul de 720 mm este arătată în figura 1 (pentru momentul solidificării complete). Din figură rezultă valorile diferite ale contracției. Crăpăturile la cald se pot forma în cazul unei grosimi foarte mici a stratului de fontă albă și al unei treceri bruște de la zona albă la cea cenușie, cînd zona de trecere lipsește. În aceste cazuri gradientul contracției pe rază poate să depășească creșterea plasticității, ceea ce duce la apariția crăpăturilor.

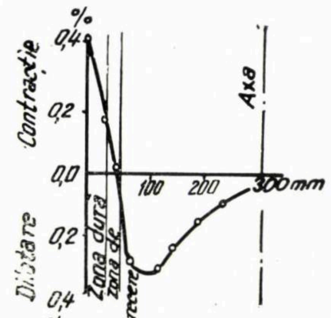


Fig. 1

Neuniformitatea grosimii crustei dure și incluziunile nemetalice micșorează plasticitatea fontei și favorizează formarea crăpăturilor la cald.

O influență deosebit de mare asupra proprietăților fontei (tendința de albire, dimensiunile grăuntelui primar etc.) și deci asupra tendinței de formare a crăpăturilor exercită supraîncălzirea fontei la elaborare și temperatura ei la turnare.

Studiul acestei influenţe s-a efectuat pe cilindri cu diametrul de 700—760 mm, turnaţi din fontă obişnuită *1* şi din fontă tratată cu magneziu *2* (tabela 1).

Tabela 1

Fonta	Duritatea Shore	Compoziţia chimică, %					
		C	Si în crustă	Si în miez	Mn	P	Mg
1	58—62	2,8— 3,1	0,4— 0,7	0,4— 0,7	0,2— 0,4	0,45— 0,50	—
2	58—62	2,9— 3,3	0,5— 0,8	1,8— 2,2	0,5— 0,7	sub 0,35	0,03— 0,05

Elaborarea fontei s-a făcut în cuptoare cu vatră cu capacitatea de 28—34 t. Condiţiile de lucru au fost menţinute constante la ambele tipuri de fonte. Temperatura fontei la evacuarea din cuptor a fost de 1 440—1 450°C, iar cea de turnare, de 1 320°C.

Supraîncălzirea a fost calculată pornind de la valoarea temperaturii reale a fontei şi temperatura lichidusului.

Influenţa supraîncălzirii fontei în cuptor asupra tendinţei de formare a crăpăturilor la cald în cilindrii de laminare este arătată în figura 2 (*1* — curba de frecvenţă a supraîncălzirii fontei la evacuarea din cuptor pentru toţi cilindrii turnaţi din fontă cu grafit nodular studiaţi ; *2* — curba corespunzătoare cilindrilor rebutaţi din cauza crăpăturilor la cald ; *3* — curba de variaţie a valorii coeficientului de rebut datorită supraîncălzirii fontei în cuptor pentru cilindrii turnaţi din fontă tratată cu magneziu ; *4* — idem, pentru cilindrii turnaţi din fontă obişnuită).

Din figura 2 rezultă că tendinţa minimă de formare a crăpăturilor la cald la cilindri se constată la supraîncălziri de 120—140°C pentru fontele tratate cu magneziu şi 100—120°C, pentru fontele obişnuite. Acestea din urmă sînt mai puţin sensibile la supraîncălziri mici şi mai sensibile la supraîncălziri ridicate.

Cercetările au arătat că, pe măsură ce creşte supraîncălzirea fontei la turnare, coeficientul de rebut se micşorează.

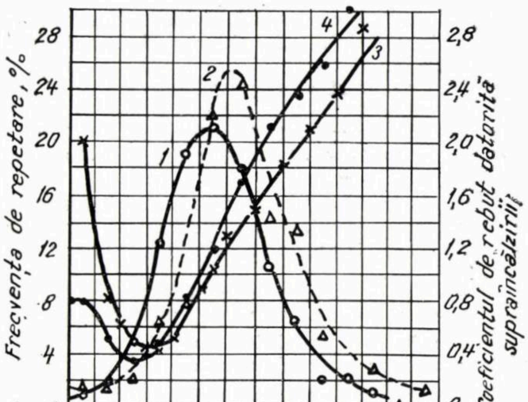


Fig. 2

Aşadar, supraîncălzirea fontelor în cuptor peste 110—130°C măreşte tendinţa de crăpare a cilindrilor turnaţi. Acelaşi lucru se constată cînd supraîncălzirea fontei la turnare este mai mică de 60°C.

Atac selectiv al fazelor prezente într-un oţel inoxidabil, cu ajutorul potenţiostatului.

Cuhna Bello M., Berge Ph. şi Montuelle J. Comptes Rendus, vol. 258, p. 570—574.

Oţelurile inoxidabile de tipul 18—10, elaborate din materii prime suficient de pure, prezintă o transformare martensitică parţială sub temperatura ambiantă. În cazul unui oţel elaborat în condiţii speciale, pornind de la fier purificat prin metoda topirii zonare şi crom electrolitic, conţinînd 20 ppm carbon şi 250 ppm azot, temperatura de transformare este la —51°C. Faza alfa astfel formată este stabilă pînă la 770°C. În funcţie de tratamentele termice aplicate, oţelul poate să aibă în intervalul —51—770°C două stări structurale distincte : structură austenitică omogenă sau structură bifazică, alcătuită din austenită şi martensită.

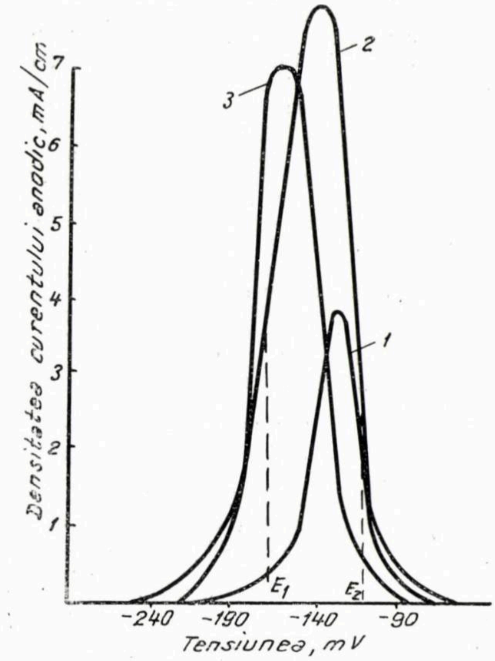


Fig. 1

Oţelul a fost laminat în benzi cu grosimea de 0,5 mm. Tratamentul de austenitizare şi omogenizare a fost efectuat la 1 150°C sub vid. O parte din epruvete, destinate a avea o structură complet austenitică, au fost călite la temperatura ambiantă. Alte epruvete au fost călite în azot lichid, pentru obţinerea unei structuri bifazice, austenito-martensitice.

S-a efectuat un studiu electrochimic, înainte şi după călire, cu ajutorul unui potenţiostat electronic.

Compararea curbelor potenţiometrice $I = f(V)$, într-un mediu dat, poate să ducă la stabilirea potenţialelor pentru care se atacă o anumită fază.

S-au trasat curbele potenţiometrice, în acid sulfuric normal pentru oţelul 18/10 cu structură austenitică şi cu structură austenito-martensitică şi pentru un oţel 18/8 de înaltă puritate, cu compoziţie generală apropiată, însă cu structură complet martensitică la temperatura ambiantă. În figura 1, curba *1* este pentru oţelul 18/10 cu structură austenitică, curba *2* pentru oţelul 18/10 cu structură austenito-martensitică şi curba *3*, pentru oţelul 18/8 cu structură martensitică.

Se constată că potenţialul de dizolvare şi cel de la care începe pasivizarea sînt cu mult mai nobile pentru oţelul 18/10 austenitic decît pentru oţelul 18/8 martensitic.

Aplicînd oţelului 18/10 bifazic un potenţial $E_1 = 170$ mV/H_2, se atacă numai faza martensitică, cu o viteză relativ mare. Dacă se alege potenţialul $E_2 = -100$ mV/H_2, se va ataca numai faza austentică.

Metoda prezintă o mare sensibilitate, ceea ce face să se întrevadă posibilitatea de a o aplica la punerea în evidenţă a unor cantităţi mici de fază alfa în oţelurile inoxidabile.

Constituţia lingourilor din oţel rapid de tipul 18—4—1.

Lassota K. Revue de Métallurgie, vol. 62, nr. 6, p. 575—586.

Se admite în mod unanim că : sculele din oţel rapid cu segregaţie puternică de carburi sînt mai fragile şi mai puţin durabile decît sculele din oţeluri cu carburi fine şi uniform repartizate; fisurile și discontinuitățile apar în mod obișnuit în zonele cu segregații grosolane de carburi; carburile grosolane micșorează capacitatea de uzinare a oțelului și au o influență negativă asupra calității suprafeței sculei prelucrate.

Structura oțelului rapid după deformare plastică depinde în general de structura lingoului, iar aceasta depinde de o serie de factori: mărimea și forma lingotierei, temperatura și viteza de turnare și viteza de solidificare.

Se studiază structura oțelurilor rapide de tipul 18—4—1 în lingouri de dimensiuni diferite, elaborate după procedeele clasice. Cercetările au fost efectuate pe lingouri de 650 kg (∅ 320/290 × 1 070 mm); 320 kg (∅ 240/210 × 850 mm); 250 kg (∅ 196/175 × 430 mm); 125 kg (∅ 167/153 × 305 mm) și pe bare cu secțiunea de 40 × 40 mm, obținute prin turnare semicontinuă, pe o mașină experimentală. Temperatura de turnare a lingourilor a variat între 1 400 și 1 440°C.

Compoziția chimică a oțelurilor studiate a fost: 0,77 % C; 5,47 % Cr; 17,5 % W; 0,28 % Mo și 1,28 % V.

Finisarea structurii lingourilor prin folosirea vibrațiilor mecanice și a ultrasunetelor s-a dovedit ineficace. De asemenea, procedeul de presferoidizare, care a dat rezultate bune la scara de laborator, n-a putut fi transpus la scară industrială.

Din lingourile de 650 și 320 kg au fost scoase discuri cu grosimea de 30 mm, la 25, 38, 50 și 75 % din înălțimea lingourilor.

Din fiecare disc au fost tăiate cîte două sectoare, unul destinat pentru analize chimice și altul pentru analize micro-și macrostructurale.

Cercetările asupra compoziției chimice au stabilit că la scara macroscopică nu are loc o segregare chimică; carbonul, wolframul, cromul și vanadiul au practic aceleași valori în axul și în zonele superficiale ale lingourilor, diferențele de valori fiind în limitele erorilor de analiză.

Cercetările asupra structurii au fost efectuate la măririle 4 și 100. În toate lingourile studiate au fost constatate structuri asemănătoare și s-au putut distinge patru zone, fără limite distincte, dispuse simetric în raport cu axul lingourilor.

Prima zonă o constituie stratul superficial, solidificat rapid, care constă din cristale foarte fine. La mică distanță de suprafață apare zona a doua, constituită din dendrite de fază alfa, parțial orientate. În această zonă, o mare parte dintre dendrite sînt mari și au axul principal dirijat — foarte rar perpendicular — spre suprafața lingoului. Spațiul dintre dendritele mari este plin cu dendrite foarte mici orientate diferit. În plus, se constată prezența agregatelor de ledeburită în cantitate crescîndă spre axul lingoului și rețele de ledeburită, de cele mai multe ori discontinue. În zona a treia se găsesc dendrite alfa neorientate, de dimensiuni mari și uniforme, și rețele de ledeburită de diverse grosimi. Volumul ocupat de rețelele de ledeburită și grosimea acestora cresc pe măsura apropierii de axul lingoului. Zona a patra, care reprezintă zona centrală a lingoului, constă dintr-o mică cantitate de dendrite alfa de dimensiuni mari, dintr-o rețea de ledeburită, foarte uniformă ca dimensiuni, și din agregate mari de ledeburită. Aceste agregate de formă alungită sau neregulată sînt ramificate și dispuse în benzi care formează un V caracteristic. Unghiul dintre benzi variază între 100 și 140°, în funcție de dimensiunile lingoului.

Extinderea zonei a patra crește rapid cu dimensiunile lingoului; raza sa este invers proporțională cu viteza de solidificare: în partea superioară a lingoului ocupă 1/3—1/4 din diametrul lingoului, iar în partea inferioară se micșorează. Această zonă dispare la o anumită distanță de piciorul lingoului, a cărui valoare este invers proporțională cu dimensiunile lingoului. Astfel, în lingourile cercetate, cîntărind 125, 250, 320 și 650 kg, această distanță a fost respectiv 45, 35, 30 și 25 % din înălțimea lingourilor. Se pare că mărimea acestei zone depinde foarte mult de condițiile de elaborare, îndeosebi de forma și mărimea lingotierei, și de temperatura de turnare.

Lupta contra segregației pronunțate în produsele finite prin deformare plastică nu are decît o eficacitate limitată, și aceasta îndeosebi în zonele lingoului în care segregația este puternică.

Soluționarea problemei trebuie căutată pe linia influențării structurii lingourilor.

Încercările de mărire a vitezei de solidificare prin folosirea de lingotiere cu pereți groși sau de lingotiere de cupru răcite cu apă nu au dus la rezultatele așteptate. Fără rezultate pozitive a rămas și folosirea vibrațiilor mecanice și a ultrasunetelor.

Cercetările efectuate au arătat, în mod evident, importanța dimensiunilor lingourilor. Astfel, lingourile de 650 kg au cea mai defavorabilă structură. O structură corespunzătoare cerințelor o au lingourile cu greutatea de 120 și 250 kg și, în consecință, se recomandă a se renunța la lingourile cu dimensiuni mai mari.

Pentru că sculele pot fi dirijate în două grupe, acelea care lucrează cu partea periferică și cele care lucrează îndeosebi cu partea axială, autorul propune a se împărți semifabricatul, obținut prin deformare plastică, în două părți. Oțelul care provine din partea lingoului care conține segregația în V trebuie destinat fabricării sculelor din prima grupă, restul, fabricării sculelor din grupa a doua.

Mecanizarea parțială a construcției de cuptoare industriale prin folosirea de prefabricate din beton termorezistent și refractar. Neue Hütte, nr. 5, 1965, p. 275—279.

Stadiul actual al construcției de cuptoare industriale dovedește o oarecare rămînere în urmă sub raportul mecanizării și automatizării operațiilor de construcție propriu-zisă. Necesitatea dezvoltării mecanizării apare cu atît mai evidentă, cu cît cuptoarele sînt supuse unei uzuri rapide comparativ cu alte construcții, necesitînd ca atare demolări și reconstruiri.

Începînd din 1959 se confecționează în R.D.G. asemenea blocuri din beton refractar avînd 30—3 000 kg, mai ieftine decît produsele similare de format redus. În afară de avantajele pe care le prezintă, pentru industria consumatoare, prefabricatele asigură creșterea productivității fabricilor de refractare la produsele respective de 3—5 ori.

La uzina de oțeluri aliate— Freital (R.D.G.) s-a montat un cuptor de preîncălzire cu șase camere din prefabricate de 500—1 300 kg. Pentru ușurarea transportului cu macaraua, toate prefabricatele de beton refractar au fost prevăzute cu cîte două găuri. După montarea cuptorului, găurile sînt umplute cu mortar sau servesc pentru introducerea termoelementelor în interiorul cuptorului. Ca urmare a folosirii prefabricatelor, locul brigăzii de zidari a fost luat de cîțiva muncitori auxiliari ai macaragiului. După mai mulți ani de exploatare s-a constatat că cuptorul adînc, lucrînd la temperaturi de 1 100—1 200°C, a adus o economie anuală de 91 000 de mărci, iar durata de funcționare a părții sale superioare a crescut de la 4—6 săptămîni, la 16—20 de săptămîni.

În cazul folosirii blocurilor prefabricate, de format mare, suprafața rosturilor se micșorează față de metoda de zidire manuală, consumul de mortar scăzînd pentru același cuptor de la 3,5 la 0,75 t.

Rezultate economice similare s-au obținut și la alte cuptoare construite în cadrul uzinei de la Freital, constatîndu-se o durabilitate dublă a prefabricatelor față de zidăria obișnuită a cuptoarelor; mai mult decît atît, circa 50 % din prefabricate pot fi refolosite chiar atunci cînd restul de prefabricate necesită înlocuirea, după ce pe ansamblu s-a atins durata dublă de funcționare, față de zidăria obișnuită.

Prefabricatele de beton refractar au fost folosite în ultimii doi ani și la laminorul de tablă Burg (R.D.G.), unde cuptoarele cu lonjeroane mobile, cuptoarele de normalizare, cuptoarele cu propulsie ș.a. au fost confecționate în întregime din elemente prefabricate FB 1. La aceste cuptoare, ca și la cuptoarele de preîncălzire, partea de construcție a arzătorului și bolta sînt confecționate din prefabricate. Distanța între reazeme a bolților este de 1,80—3,15 m. Cuptoarele au fost construite într-un timp scurt și cu un consum minim de manoperă. Totodată s-a constatat o prelungire a ciclului între reparații de 1,5—5 ori.

Avantajele folosirii prefabricatelor dovedesc necesitatea extinderii sortimentului existent de betoane termorezistente și refractare pentru a cuprinde și cuptoarele cu temperaturi mai înalte în rîndul celor susceptibile de a fi construite cu mijloace mecanizate. În special, este necesar să se extindă domeniul de utilizare a betonului cu ciment Portland, să se introducă betonul cu sticlă solubilă şi să se reorganizeze producţia blocurilor magnezitice şi cromitice. Totodată se recomandă o colaborare mai strînsă între proiectanţi, producători şi consumatori de materiale refractare în vederea îmbunătăţirii mecanizării lucrărilor la construcţia cuptoarelor.

INVENŢII

Procedeu de elaborare a oţelului în convertizor cu insuflare de oxigen pe sus, pornind de la fontă solidă.

Invenţia se referă la un procedeu de elaborare a oţelului pornind de la fontă solidă, topită în convertizor, cu adaos final de fontă lichidă.

Pentru a realiza topirea fonţei brute direct în convertizor, căldura necesară topirii este obţinută prin arderea unei cantităţi echivalente de aşchii de oţel în curent de oxigen insuflat pe sus, conform reacţiei : $2\,Fe + O_2 = 2\,FeO + 128\,860$ cal. Kilocaloriile rezultate după reacţia de mai sus, la arderea fiecărui kilogram de aşchii de oţel, asigură topirea a 5,340 kg de fontă brută, raportul admisibil dintre cantitatea de aşchii de oţel şi fonta solidă din şarjă putînd fi de 1 : 5.

Amorsarea reacţiei de oxidare (aprindere) a aşchiilor de oţel este realizată fie prin arderea unei mici cantităţi de cocs în convertizor, fie prin reacţia dintre oxigenul insuflat cu presiune şi uleiul care în mod obişnuit acoperă aşchiile aduse în şarja convertizorului.

Oxigenul consumat la arderea aşchiilor de oţel rămîne în spaţiul de elaborare sub formă de oxizi de fier, oxizi care participă la procesul de afinare a fontei şi care prin dezoxidare măresc şarja de oţel rezultată.

Şarja supusă afinării în convertizor este constituită din circa 6—14% aşchii de oţel brichetate la rece, circa 30—56% fontă solidă şi circa 64—30% fontă topită, provenită din alte agregate.

Procesul are loc în două faze, şi anume : în prima fază se realizează topirea fonţei solide, iar în a doua, afinarea fontei în mod obişnuit, cu insuflare de oxigen tehnic pe sus.

Astfel, pentru elaborarea oţelului conform invenţiei, se introduce în convertizor încărcătura solidă a şarjei (reprezentînd 70% din încărcătura totală) constituită din 56% fontă în blocuri şi 14% aşchii de oţel brichetate la rece în pachete de mărime convenabilă, după care se suflă pe sus oxigen tehnic, aprinderea aşchiilor de oţel fiind astfel amorsată. După circa 4 min, încărcătura solidă fiind topită, se adaugă restul încărcăturii de 30% constituită din fontă topită împreună cu fondanţii necesari calităţii fontelor utilizate şi ai oţelului, continuîndu-se suflarea oxigenului pînă la realizarea procentului de carbon impus de calitatea oţelului finit, operaţia de afinare durînd, în funcţie de mărimea şarjei, pînă la circa 45 min. După îndepărtarea zgurei şi evacuarea oţelului rezultat în oala de turnare, convertizorul poate primi o nouă şarjă.

Aceleaşi rezultate se pot obţine cu o şarjă în a cărei componenţă intră 30% fontă solidă, 6% aşchii de oţel şi 65% fontă lichidă, operaţiile şi succesiunea lor fiind asemănătoare, durata proceselor şi consumul specific de oxigen rămînînd aproximativ neschimbate.

Invenţia prezintă următoarele avantaje : asigură elaborarea oţelului în convertizor, plecînd de la fontă solidă ; nu necesită instalaţii speciale pentru topirea fontei care urmează a fi supusă afinării, nici amenajări sau modificări la convertizoarele obişnuite folosite la afinarea fontei lichide ; nu necesită consum de combustibil ; consumul de oxigen este sensibil redus, prin participarea directă în procesul de afinare propriuzis a oxizilor de fier produşi la arderea aşchiilor de oţel.

Brevet nr. 43012
Autor : ing. *I. Tripşa*
Titular : M. I. M.
Dosar O.S.I. 44783
CI : 18b, 16^{01}

Ventil de închidere pentru gaze.

Invenţia are ca obiect un ventil mecanic automat, de închidere a alimentării cu gaz a arzătoarelor de la cuptoarele cu propulsie la dispariţia sau scăderea presiunii gazului sau a aerului primar, la intrarea în arzător, sub limita prestabilită, necesară asigurării unei desfăşurări în bune condiţiuni a procesului de ardere.

La noul ventil acţionarea sa este determinată de prezenţa simultană a celor două medii, gaz şi aer, pe două membrane elastice, care închid cîte o cameră de gaz, respectiv de aer, interdependenţa, scăderea sau dispariţia presiunii unuia din aceste medii determinînd deplasarea membranei de aer, deplasare care se transmite la o tijă înclinată solidară cu aceasta şi care la rîndul său determină rotirea unei pîrghii care comandă închiderea supapei prin destinderea unui arc montat pe tija supapei, deschiderea ventilului realizîndu-se manual, prin intermediul unei piese care acţionează asupra tijei port-supapă cu arc, pentru a-l comprima.

Constructiv, ventilul se compune dintr-un corp *1* asamblat prin flanşa *2* la conducta de gaze.

În interior, montat pe nişte pereţi transversali înclinaţi *3*, se găseşte scaunul *4* al ventilului, deplasarea supapei *5* fiind asigurată cu ajutorul unei tije *6*, filetată la partea superioară, pentru a se îmbina cu o piesă de apăsare *7* şi fiind îmbrăcată de un arc elicoidal *8* care este comprimat la deschiderea manuală a ventilului.

Pe corpul *1* al ventilului este montat un suport *9*, care susţine o tijă filetată înclinată *10* reglabilă în lungime, care poartă pe ea un număr de piuliţe de reglare *11* şi un arc elicoidal *12*.

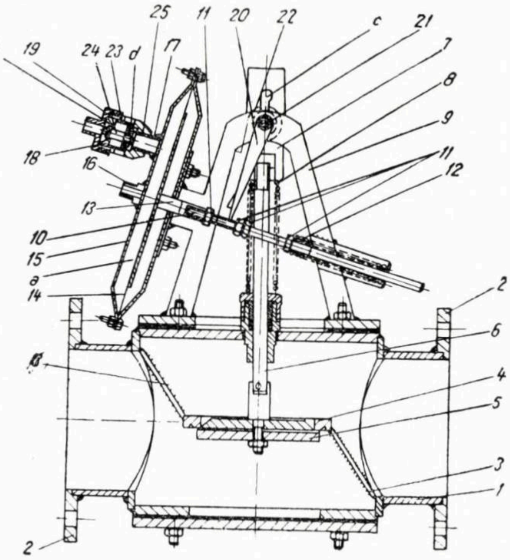


Fig. 1

Unul din capetele tijei înclinate pătrunde într-un manşon *13* solidar cu membrana *14* a camerei de aer *15*.

Compartimentul *a* de deasupra membranei de aer este în legătură cu o priză de aer *16* de la conducta de aer primar sub presiune, iar prin ştuţul *17*, situat excentric, este pus în legătură cu compartimentul de sub membrana *18* a camerei de gaz *b*, închisă de capacul *19*, prin care se face legătura cu priza de gaz.

Presiunea nominală a aerului primar exercită pe suprafaţa membranei *14* o forţă care comprimă arcul *12* de pe tija înclinată *10*.

În momentul scăderii presiunii gazului, se strică echilibrul prin destinderea arcului *12* care determină deplasarea tijei înclinate *10* în aşa fel, încît una din piuliţele *11*, aflate pe aceasta, acţionează asupra unei pîrghii *20* articulate pe un bolţ teşit *21*, de pe suportul *9*, care presînd arcul spiral *22* fixat cu un capăt de bolţul teşit *21* face ca acesta din urmă să scape din degajarea *c* a piesei *7* astfel că arcul *8*, comprimat în poziţia deschis a ventilului, se va destinde deplasînd tija *6* în sus şi, o dată cu ea, supapa *5*, care va închide scaunul *4* oprind alimentarea cu gaz a arzătorului.

În cazul scăderii sau dispariţiei presiunii gazului de pe suprafaţa membranei pentru gaz *18*, presiunea aerului primar din compartimentul *a* deplasează un piston *23* solidar cu membrana *18* prin intermediul unui ax *24*, în aşa măsură încît compartimentul de forma unui cilindru *25* de dedesubtul acesteia este pus în legătură cu atmosfera prin nişte orificii laterale *d*, astfel că presiunea din compartimentul *d* va scădea, declanşînd prin intermediul membranei de aer *14*, respectiv prin deplasarea tijei înclinate *10*, aceeaşi comandă de închidere a ventilului de pe conducta de gaz.

Repunerea în funcţiune a ventilului nu se poate face decît manual prin apăsarea piesei *7* pentru a avea siguranţa că presiunea gazului şi cea a aerului au revenit.

Aplicarea invenţiei are următoarele avantaje :

— construcţie simplă şi compactă, fără pîrghii cu contragreutăţi, prezentînd siguranţă mărită în funcţionare ;

— are o mare sensibilitate la scăderi ale presiunii gazului şi aerului.

Brevet nr. 43122
Autor : *E. Epure*
Titular : M.I.M.
Dosar : O.S.I. 46764/1963
Cl.I. : 4c, 8
47 g, 6

Dispozitiv de umplere cu ventil la presele hidraulice.

Invenţia se referă la un dispozitiv de umplere, cu ventil care închide şi deschide automat un orificiu de legătură dintre cilindrul de coborîre şi butelia de acumulare a apei evacuate din cilindrii presei hidraulice.

Dispozitivul de umplere *1* este amplasat pe un suport *2* în partea superioară a cilindrului de coborîre *3* prevăzut cu un piston *4*, care are în partea superioară o butelie de acumulare *5* unde se află lichid la o presiune de 8 at. Legătura dintre butelia de acumulare *5* şi cilindrul de coborîre *3* se realizează printr-un orificiu *6*, apa fiind ridicată în ventil de la blocul de comandă printr-o conductă *7*, iar din butelia de acumulare este evacuată prin coloana de evacuare *8*.

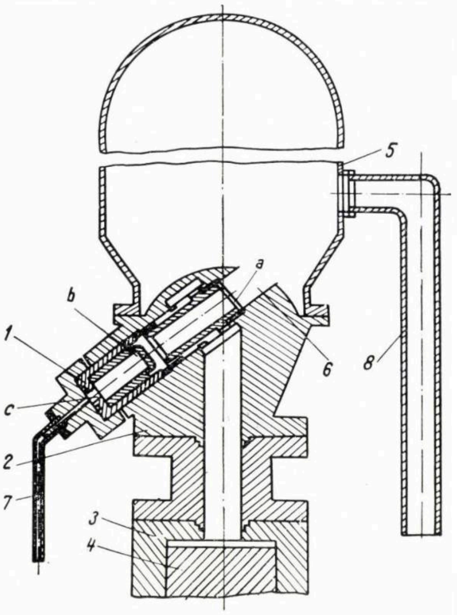


Fig. 1

Dispozitivul de umplere se compune dintr-o cămaşă *9*, un ventil *10*, un inel *11* pentru fixarea garniturii de etanşeitate şi lanterna ventilului *12*, fiind prevăzut cu opt orificii *b* dispuse la partea superioară a ventilului *10*.

Lichidul sub presiune, care porneşte de la blocul de comandă (nereprezentat în figură), este dirijat prin conducta *7* spre cilindrul de coborîre *3*, trecînd mai întîi, prin orificiul *c* al cămăşii ventilului *9*, în interiorul ventilului *10*, exercitînd o forţă de apăsare pe suprafaţa interioară *d* a acestuia, împingîndu-l pînă la scaunul *e* al lanternei *12*, închizînd ermetic orificiul de legătură *6* dintre butelia *5* şi cilindrul de coborîre *3*; după aceea apa sub presiune pătrunde prin cele opt orificii *b* într-un canal circular *f* format din lanterna ventilului *12* şi suportul ventilului de umplere *2*, ajungînd în cilindrul de coborîre *3*, exercitîndu-şi forţa de presare asupra pistonului *4* al presei. În felul acesta se realizează etanşeitatea necesară între ventil şi lanternă, eliminîndu-se garnitura de piele respectivă.

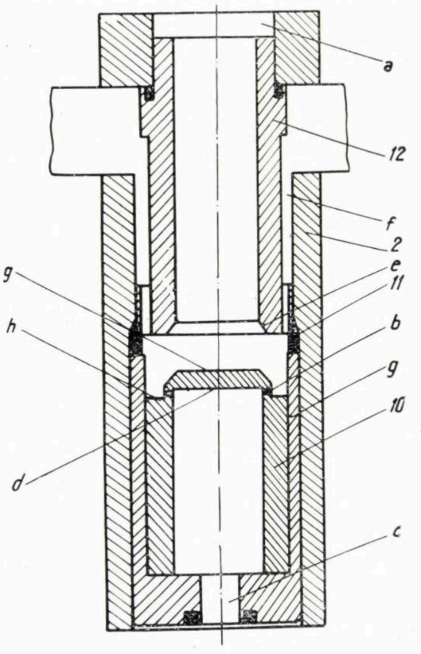


Fig. 2

Închiderea ermetică a orificiului de legătură *a* de către ventilul *10* şi lanterna *12* este realizată din diferenţa debitului de apă sub presiune care pătrunde prin orificiul *c* şi care apasă pe suprafaţa interioară *d* a ventilului, în comparaţie cu debitul de apă sub presiune care pătrunde prin cele opt orificii *b*. Protejarea scaunelor ventilului *10* şi a lanternei *12* este asigurată prin amortizarea care se creează prin intermediul lichidului care se găseşte în interiorul ventilului de umplere.

Invenţia prezintă avantajele : construcţie simplă, eliminînd folosirea garniturilor de piele ; revenirea ventilului în poziţia sa iniţială se face de către apa evacuată din cilindrii presei hidraulice şi acumulată în butelie ; durata de funcţionare a dispozitivului este mult mai mare decît a celor cunoscute.

Brevet nr. 43242
Autor : *Ilie Niculescu*
Titular : M.I.M.
Dosar O.S.I. 46137/1963
C 1 : 58 a, 3

F. Oprea, Sanda Oprea şi F. Olaru. **Metalurgia plumbului, cuprului şi zincului.** Bucureşti, Editura tehnică, 1965.

Lucrarea recenzată cuprinde trei părţi distincte, şi anume: În prima parte se tratează în general despre materia primă folosită (minerale, minereuri şi concentrate), se face o clasificare a procedeelor de extragere a metalelor (procedee pirometalurgice, hidrometalurgice şi electrometalurgice) şi se descriu operaţiile metalurgice mai importante care au drept scop extragerea şi rafinarea metalelor (granularea, prăjirea, aglomerarea, topirea, convertizarea, rafinarea etc.).

În partea a doua sînt descrise cuptoarele utilizate în metalurgia plumbului, cuprului şi zincului. Sînt clasificate după operaţiile metalurgice cărora le servesc (cuptoare de uscare şi prăjire, cuptoare de topire, cuptoare de rafinare, cuptoare de distilare) şi se arată caracteristicile lor principale, materialele refractare utilizate, indicii tehnico-economici etc.

În ultima parte sînt analizate detaliat metalurgiile plumbului, cuprului şi zincului, expunîndu-se pentru fiecare metal procesele tehnologice respective. Se arată, de asemenea, modul de prelucrare a produselor intermediare rezultate şi posibilităţile de valorificare a celorlalte metale utile.

Autorii au meritul de a prezenta în această lucrare un material bine sistematizat, care se parcurge uşor datorită expunerii clare şi concise. Cele trei părţi ale lucrării sînt judicios alcătuite şi dezvoltate.

În prima parte se pune foarte bine accentul pe descrierea operaţiilor metalurgice, reliefîndu-se specificul fiecăreia, reacţiile chimice de bază ce au loc, precum şi condiţiile ce trebuie respectate, astfel ca procesele să se desfăşoare optim.

În partea a doua, în care sînt descrise cuptoarele utilizate în pirometalurgia plumbului, cuprului şi zincului, se expun foarte multe date privitoare la caracteristicile constructive ale agregatelor, la tipul zidăriei şi la indicii tehnico-economici, ceea ce dovedeşte o documentare temeinică şi multă competenţă din partea autorilor.

Sînt prezentate desenele fiecărui agregat în parte, clare şi bine executate, ceea ce uşurează mult însuşirea cunoştinţelor expuse. Cuptoarele de topire (agregate de bază în metalurgia metalelor neferoase grele) ocupă locul central, dîndu-se o serie de date şi indicaţii, foarte importante din punct de vedere practic, privind punerea în funcţiune, exploatarea şi întreţinerea acestora. Autorii au meritul de a fi prezentat alături de cuptoarele clasice şi pe acelea care în prezent înlocuiesc cu succes pe cele vechi, cu productivităţi scăzute. Astfel, la capitolul „Cuptoare de prăjire" se tratează, în afară de cuptoarele clasice cu vetre polietajate, şi cuptoarele noi de prăjire în strat fluidizat, arătîndu-se că acestea sînt cele mai simple, mai ieftine şi mai productive agregate de prăjire a concentratelor sulfuroase.

La fel ca şi primele două, ultima parte a lucrării este tratată clar şi concis.

La capitolul "Cuptoare de topire" se acordă multă atenţie noilor tipuri de cuptoare din metalurgia cuprului (cuptoare de topire în suspensie: procedeul finlandez şi canadian) cu ajutorul cărora se intensifică mult procesul de topire şi se obţin productivităţi sporite. Tot astfel, alături de cuptoarele cu cuvă tip Water-Jacket, utilizate în pirometalurgia plumbului, este descris şi noul tip de cuptor utilizat în pirometalurgia zincului (procedeul I.S.P.) care înlătură deficienţele cuptoarelor de distilare tip Birkengang şi care permite obţinerea simultană a două metale: plumb şi zinc.

În abordarea fiecăreia din aceste metalurgii se pleacă de la materia primă (minereuri şi concentrate) urmărindu-se cu atenţie toate fazele procesului tehnologic pînă la produsul finit — metalul rafinat. În cadrul fiecărei operaţii metalurgice sînt arătate principalele reacţii ce au loc, condiţiile ce trebuie îndeplinite pentru desfăşurarea optimă a lor, precum şi o serie de măsuri necesare conducerii în bune condiţii a procesului. Sînt arătate, de asemenea, o serie de cauze care pot să perturbe funcţionarea normală a agregatelor, să deregleze bunul mers al procesului tehnologic şi, pentru fiecare caz în parte, se arată ce măsuri trebuie luate pentru ca aceste deficienţe să fie remediate.

Autorii au adus o contribuţie însemnată în tratarea unei probleme de o mare importanţă, şi anume: problema prelucrării produselor intermediare rezultate în procesele metalurgiei plumbului, cuprului şi zincului, deoarece este cunoscut faptul că minereurile noastre neferoase sînt minereuri complexe, care conţin, pe lîngă metalul de bază, şi alte metale utile (chiar metale nobile).

Se arată astfel căile de prelucrare a produselor intermediare rezultate în metalurgia plumbului (zgura de la topirea în cuptorul cu cuvă, scoarţe cuproase, antimonioase, argintifere, bismutoase etc., obţinute la rafinarea termică a plumbului), cele rezultate în metalurgia cuprului (zgura de la topirea în suspensie, prafuri volatile de la topirea concentratelor cuproase, nămoluri anodice etc.) şi cele rezultate în metalurgia zincului (zinc, praf, schmälz, zgure de la distilare, chlincher etc.).

Autorii tratează şi scheme tehnologice moderne care permit lărgirea bazei de materii prime, o valorificare complexă a minereurilor şi concentratelor şi o productivitate mărită a agregatelor. Astfel, în cadrul metalurgiei plumbului se descrie rafinarea termică continuă (care permite productivităţi mari şi automatizare avansată); în cadrul metalurgiei cuprului se descrie procedeul de topire în suspensie, procedeul cu amoniac sub presiune (care permite prelucrarea unor concentrate ce nu puteau fi tratate rentabil prin metode clasice) şi o schemă de prelucrare a cenuşilor de pirită ce conţin, în afară de fier, cupru şi alte metale utile.

De asemenea, în cadrul metalurgiei zincului s-a acordat atenţia cuvenită procedeului I.S.P., care permite prelucrarea unor concentrate colective (plumbo-zincoase) cu obţinerea concomitentă a celor două metale şi care prezintă multe alte avantaje faţă de procedeul clasic de distilare în retorte orizontale.

Sînt şi unele părţi din lucrare mai puţin dezvoltate, cărora li s-a acordat o mai mică atenţie; astfel se tratează sumar procedeul Overpelt care urmează a fi introdus si la noi în ţară şi care reprezintă o perfecţionare adusă vechii tehnologii de obţinere a zincului în cuptoarele tip Birkengang. De asemenea, partea referitoare la cuptoarele electrice, utilizate în procesele de topire din metalurgia metalelor neferoase grele este mai slab dezvoltată, tratarea problemei avînd un caracter general.

Aceste lipsuri însă nu diminuează valoarea lucrării, ea reprezentînd un tot unitar, fiind bine întocmită şi sistematizată. Numeroasele date, de importanţă practică, din cuprinsul ei, sînt de un real folos celor ce lucrează în domeniul metalurgiei metalelor neferoase grele ca şi studenţilor de la Facultatea de metalurgie la întocmirea proiectelor; de aceea se recomandă călduros tuturor ce studiază şi lucrează în domeniul metalurgiei plumbului, cuprului şi zincului.

Ing. *D. Taloi*

B. Nachbar. **Memorator de metalurgie.** Bucureşti, Editura tehnică, 1965, 565 pag.

În ţara noastră s-au publicat multe lucrări de valoare (originale sau traduceri) cu caracter metalurgic, care tratează atît probleme generale cît şi speciale, însă nu au apărut lucrări care să cuprindă la un loc datele tehnice necesare atît inginerilor şi tehnicienilor din industria metalurgică extractivă şi prelucrătoare cît şi celor din institutele de proiectare.

Lucrarea „Memorator de metalurgie", prezentată în ediţia a doua revizuită, umple acest gol, întrucît cuprinde, pe lîngă noţiunile de bază, de metalurgie fizică şi de tratamente termice, metode de analiză şi de încercări mecanice şi tehnologice ale metalelor precum şi o serie de tabele despre fonte, oţeluri, metale şi aliaje neferoase, combustibili şi materiale refractare, cu texte explicative rezumate, ceea ce a permis prezentarea de numeroase date tehnice din aceste domenii într-un volum relativ redus.

Lucrarea cuprinde nouă capitole. În primele două capitole se dau date tehnice generale privind caracteristicile principalelor elemente folosite în industrie, combustibilii şi arderea lor, completate cu texte explicative utile. Capitolul III constituie o sinteză, sub formă de tabele, cuprinzînd: clasificarea produselor refractare după compoziţia chimică, refractaritate, indicaţii de folosire a lor în metalurgie cu precizarea materialului refractar corespunzător calitativ pentru fiecare agregat iar pentru unele chiar dimensional. În capitolul IV, după prenzetarea în rezumat a noţiunilor generale de metalurgie fizică, se prezintă standardele privind constituenţii şi structurile metalelor, defectele şi natura lor, reactivii de atac pentru examinarea macro- şi microscopică, date foarte folositoare pentru personalul tehnico-ingineresc de la uzine.

Capitolul V se ocupă cu fontele brute (de primă fuziune) şi mai detaliat cu fontele turnate în piese, conţinînd o serie de tabele completate cu date explicative. Capitolul VI tratează mai pe larg: oţeluri carbon şi de calitate (proprietăţi şi de domenii de utilizare), oţeluri standardizate (calităţi şi dimensiuni), piese turnate din oţel, profile din oţel laminate la cald, trefilate, ţevi din oţel fără sudură, laminate la cald sau la rece etc., ale căror proprietăţi şi caracteristici sînt ilustrate în numeroase tabele.

Aceeaşi dezvoltare o are şi capitolul VII care tratează metalele şi aliajele neferoase importante.

Ultimele capitole prezintă încercările mecanice şi tehnologice ale materialelor metalice, metodele de analiză a oţelurilor şi fontelor precum şi tratamentele termice şi termochimice ale oţelurilor şi fontelor.

Particularitatea lucrării recenzate constă în faptul că se prezintă laolaltă şi bine sistematizate date care interesează deopotrivă atît pe inginerii şi tehnicienii din industria metalurgică, cît şi pe proiectanţi.

Ing. *Gh. Stănciulescu*

A. I. ŢELIKOV. **Osnovî teorii prokatki** (Bazele teoriei laminării). Izdatelstvo Metallurghia, Moscova, 1965, 247 pag., 8 tabl. 167 fig.

Academicianul profesor A.I. Ţelikov, cunoscut pe plan mondial prin publicaţiile sale de specialitate ca o autoritate în materie, tratează succint în cartea recenzată mecanismul elementar al procesului de laminare privind mai ales profilele cu secţiune dreptunghiulară.

Lucrarea se bazează pe conspectul lecţiilor ţinute de autor în ultimii ani la Institutul tehnic Bauman din Moscova, la cursul de teoria laminării. Pentru a nu mări prea mult întinderea cărţii, în ea nu se tratează bazele fizice ale deformării plastice a metalelor şi teoria laminării transversal-elicoidale. De altfel, după cum afirmă autorul, aceste probleme constituie, în stadiul actual al ştiinţei, discipline de sine stătătoare şi, ca atare, este raţional ca ele să fie tratate în cărţi separate.

Cu excepţia primului capitol, cartea se bazează, în cea mai mare parte, pe lucrările originale ale autorului, apărute sub formă de articole în revista Stal şi în diferite alte culegeri, de asemenea, pe cartea ,,Teoria calculului forţelor în instalaţiile de laminare'' (Teoria rasciota usilii v prokatnîh stanah) Moscova, Metallurghizdat, 1962. Menţionăm că în cele circa 500 pagini ale acestei din urmă cărţi se tratează şi calculul forţelor la laminoarele pentru profile periodice, la cele planetare, pilgher (în pas de pelerin), precum şi la laminarea transversală şi transversal-elicoidală, probleme care nu se tratează în cartea recenzată.

Ca orientare asupra conţinutului cărţii, dăm mai jos titlurile capitolelor şi scurte indicaţii:

Capitolul I ,,Teoria tensiunilor şi deformaţiilor'' este în linii mari acelaşi cu capitolul I din cartea publicată în anul 1962.

Capitolul II ,,Condiţia şi legitatea mişcării barei laminate'' tratează condiţiile de prindere la laminare, parametrii zonei de deformare, influenţa turtirii cilindrilor, avansul metalului, viteza de deformare, coeficienţii de frecare ş.a.

Capitolul III ,,Tensiunile de contact la deformare'' tratează, printre altele, despre teoria forţelor de contact la frecare, despre date experimentale privind repartizarea tensiunilor în zona de prindere şi despre cercetarea tensiunilor de contact prin metoda optică şi de polarizare.

Capitolul IV ,,Legile de bază ale metalului la deformare'' tratează despre repartizarea deformaţiei în secţiunea laminatului, despre lăţire, teoria lăţirii şi influenţa ei şi formulele ei de calcul.

Capitolul V ,,Rezistenţa la deformare şi presiunea metalului pe cilindri'' tratează despre rezistenţa deformării liniare, variaţia temperaturii metalului la laminare, influenţa ecruisării şi a vitezei de laminare asupra rezistenţei la deformare, metodele de determinare a rezistenţei la deformare, factorii care determină forţele de deformare, metodele de determinare a influenţei frecării exterioare, a întinderii barei laminate şi a lăţimii ei asupra presiunii de contact; se trec în revistă metodele determinării presiunii de contact la laminare şi datele experimentale despre forţele de laminare în condiţiile de exploatare ale laminoarelor.

Capitolul VI ,,Energia consumată la laminare'' tratează despre metodele de bază pentru determinarea consumului de energie la laminarea în diferite condiţii, situaţii şi sub diferite influenţe, despre raportul dintre consumul specific de energie şi presiunea la laminare ş.a.

Cartea se încheie cu o bibliografie avînd 333 poziţii cu trimiteri la publicaţiile importante sovietice şi străine. Autorul arată că în domeniul teoriei laminării au apărut, în ultimii ani, mai ales în U.R.S.S., lucrări privind cercetări interesante despre teoria laminării, asupra cărora însă nu s-a putut opri mai îndeaproape din cauza volumului restrîns al cărţii.

Cartea se recomandă personalului ştiinţific, tehnic-ingineresc din industria metalurgică şi cea a construcţiei de maşini, specializaţi în domeniul prelucrării metalelor prin deformare plastică, în proiectarea şi construirea instalaţiilor şi utilajelor aferente. Ea este utilă, de asemenea, stundeţilor din institutele tehnice superioare de metalurgie şi de construcţie de maşini.

Ing. *I. Franţiu*

Colectiv coordonat de ing. JUR PISZAK. **Maly poradnik odlewnika** (Scurt îndreptar al turnătorului). Varşovia, Wydawnicka naukowa techniczne, 1965, 758 pag., 262 fig.

Lucrarea recenzată de curînd apărută în limba poloneză, operă a unui colectiv de autori, cunoscuţi specialişti în domeniul turnătoriei, atît în R.P. Polonă, cît şi în alte ţări, înmănunchiază într-un spaţiu relativ restrîns numeroase date teoretice şi practice, ceea ce o recomandă de la început pentru studiu.

În ordinea capitolelor se descriu: ,,Materiale prime şi auxiliare'' (cap. I), ,,Aliaje pentru turnare'' (cap. II), ,,Cuptoare pentru elaborare'' (cap. III), ,,Elaborarea metalelor şi aliajelor'' (cap. IV), ,,Modele şi cutii de miez'' (cap. V), ,,Plăci de formare'' (cap. VI), ,,Amestecuri pentru forme şi pentru miezuri'' (cap. VII), ,,Reţele de turnare'' (cap. VIII), ,,Formarea, turnarea în forme şi dezbaterea'' (cap. IX), ,,Procedee speciale de turnare'' (cap. X), ,,Finisarea pieselor turnate'' (cap. XI), ,,Tratamentele termice ale pieselor turnate'' (cap. XII), ,,Determinarea şi remedierea defectelor pieselor turnate'' (cap. XIII), ,,Vopsirea pieselor turnate'' (cap. XIV), ,,Instalaţii de transport în turnătorii'' (cap. XV), ,,Organizarea locului de muncă în turnătorii'' (cap. XVI), ,,Tehnica securităţii muncii în turnătorii'' (cap. XVII), ,,Controlul statistic al producţiei de piese turnate'' (cap. XVIII) şi ,,Indicatori tehnico-economici'' (cap. XIX).

Concepută ca un scurt îndreptar al tehnicienilor, maiştrilor şi inginerilor din turnătorii şi din serviciile metalurgice, lucrarea cuprinde multe schiţe, de altfel strict necesare înţelegerii textului.

Dacă în primul capitol datele prezentate sînt suficiente pentru caracterizarea tuturor materiilor prime metalice folosite în turnătorii, materialele de formare sînt insuficient sistematizate, autorii rezumîndu-se mai ales la expunerea unor criterii de recepţie.

Consemnăm ca o parte reuşită a lucrării aceea care se referă la stabilirea compoziţiei chimice a aliajului de elaborat, în mod deosebit a fontei, în funcţie de condiţiile în care vor lucra piesele.

Cuptoarele de elaborare sînt tratate în mod general, mai ales cubilourile şi cuptoarele Martin. Cuptoarele electrice cu arc sînt amplu reprezentate, indicîndu-se unele soluţii de dimensionare. Cam în acelaşi mod sînt şi consideraţiile privind elaborarea diferitelor aliaje. Indicaţii practice deosebite cuprind numai paragrafele care se referă la aliajele cu bază de cupru şi de aluminiu.

Capitolele privind modelele și cutiile de miez, plăcile de model și ramele de formare, deși se rezumă numai la descrierea generală a acestor noțiuni, au meritul că sistematizează, nu numai pe baza standardelor poloneze, dimensiunile tipizate ale acestora.

Amestecurile de formare, pentru forme și pentru miezuri, evident analizate pe baza materiilor prime poloneze, cuprind și rețete cu lianți sintetici noi, indicîndu-se totodată multe din caracteristicile amestecurilor, atît la temperaturi joase cît și la temperaturi înalte.

Legat tocmai de importanța pe care o joacă rețeaua de turnare în procesul obținerii pieselor turnate, în lucrare i se acordă un spațiu suficient, circa 8 %, dimensionarea acesteia putîndu-se realiza rapid pe baza numeroaselor nomograme prezentate.

Nu aceleași considerații se pot face și asupra capitolelor care privesc formarea și miezuirea, de pildă formarea mecanizată este puțin tratată, același lucru se poate afirma și pentru organizarea sectorului de formare manuală și mecanizată.

Deasupra nivelului capitolelor privind formarea este acela care se referă la procedee speciale de formare și turnare, în care se dau date practice de alegere a procedeului și de proiectare tehnologică pentru principalele grupe de piese care se pot realiza.

Originale și bogate în date ni se par și capitolele privind organizarea locului de muncă, controlul statistic al producției de piese turnate și indicatorii tehnico-economici.

Ținînd seamă totuși de dificultatea reală de selecționare a datelor, lucrarea specialiștilor polonezi merită aprecieri, putînd fi folosită, alături de alte lucrări de acest gen, în turnătoriile noastre.

Ing. *Const. Gh. Rădulescu*

Quenching and martempering (Călirea directă și călirea întreruptă). Ohio, Metals Park American Society for metals, 1964, 277 pag.

Cartea face parte dintr-o serie de cinci monografii despre procedee și utilaje moderne de tratament termic. Monografia pe care o recenzăm reprezintă contribuția celor două comitete organizate în vederea pregătirii articolelor despre călirea directă și călirea întreruptă, pentru a opta edție a lucrării ”Metals Handbook”.

Scrisă în acest scop, monografia prezintă într-o formă ușor abordabilă problemele tehnologice ale celor două operații de tratament termic, fără referiri la aspectele teoretice mai profunde ale modificărilor structurale corespunzătoare.

Ea este formată din două părți.

Partea întîi, în care se expun diferite aspecte ale tehnicii călirii directe, este formată din 13 capitole.

După prezentarea succintă a diferitelor procedee de călire (cap. 1), urmează o analiză mai substanțială a proceselor de răcire (cap. 2), care prezintă un interes mai deosebit, oferind posibilitatea unei mai bune înțelegeri a acestor procese. În capitolul 3 cititorul găsește unele indicații privind metodele de apreciere a rezultatelor călirii, iar în capitolul 4 sînt prezentate caracteristicile diferitelor medii de răcire pe bază de apă: apă, ceață și soluții apoase de alcool polivinilic (concentrații mai mici de 0,01 %).

În continuare se fac considerații asupra caracteristicilor reprezentînd capacitatea de răcire ale unor uleiuri utilizate în industria americană, operațiilor de control al acestor medii și cauzelor degradării lor (cap. 5).

Cîteva exemple de utilizare a uleiurilor de răcire în uzinele din S.U.A. ne dau o imagine mai clară asupra modului cum se selecționează și se conservă acestea.

Călirea în curent de gaze, cu rezultate intermediare între cele obținute prin călirea în ulei și în aer, este recomandabilă pentru unele oțeluri înalt aliate. Se folosesc amestecuri de gaze cu capacitatea de absorbție a căldurii mai mare decît a aerului, cum este, de exemplu, amestecul din 5 % CO_2, 12 % H_2, 10,5 % CO, 1 % H_2O și 71,5 % N_2. Călirea în ceață, constituită dintr-un amestec de picături de apă și gaz, este un mediu de răcire mai intens decît cel menționat anterior (aceste procedee de călire fac obiectul capitolului 6 al cărții).

Despre factorii care afectează viteza de răcire (agitarea, oxidarea suprafeței, forma și mărimea secțiunii) se tratează pe scurt în cadrul capitolului 7, care este completat și cu o serie de diagrame reprezentînd grafic influența acestor factori.

Capitolul 8 conține unele noțiuni despre utilajul necesar diferitelor operații de călire menționate anterior. Autorii insistă asupra dispozitivelor de agitare a mediilor de răcire, formulelor de calcul al bazinelor de călire, călirii în prese. În capitolul 9 se dau unele indicații privind conservarea acestor utilaje.

În capitolele următoare (10 și 11) se acordă atenție procedeelor de răcire după încălzirea prin inducție și cu flacără. Capitolul 12 și 13 conțin indicații privind măsurile de protecție a muncii și prețul de cost.

A doua parte a lucrării, rezervată problemelor călirii întrerupte a oțelului, este formată din trei capitole. În primul (cap. 14 al monografiei), după prezentarea principială a acestui procedeu de călire, se dau indicații asupra mediilor de călire întreruptă, asupra oțelurilor corespunzătoare și măsurilor de protecție a muncii. Despre parametrii călirii întrerupte (temperatura de austenitizare, temperatura și durata de menținere în jurul punctului M_s, mediul de călire întreruptă, viteza de răcire după scoaterea din baia de călire), se găsesc unele informații în cadrul capitolului 15. În acest capitol se dau și un număr de exemple de aplicații ale tratamentelor termice cu călire întreruptă. Ultimul capitol al cărții conține date despre utilajele necesare aplicării în producție a călirii întrerupte și măsurile de conservare a acestora.

Fiind un îndreptar despre practica călirii, monografia interesează un cadru larg de tehnicieni și ingineri. Insistînd asupra unor procedee moderne, care prezintă interes imediat și de perspectivă și pentru uzinele noastre, monografia poate fi utilă inginerilor tratamentiști, proiectanți, cercetători și tehnologi, din industria constructoare de mașini.

Dr. ing. *B. Rotenstein*

A VI-a sesiune de comunicări ştiinţifice a Institutului de cercetări metalurgice

În zilele de 27—29 ianuarie a.c. s-au desfăşurat în Bucureşti lucrările celei de-a VI-a sesiuni de comunicări ştiinţifice a Institutului de cercetări metalurgice, consacrată îmbunătăţirii calităţii produselor metalurgice.

La sesiune au participat reprezentanţi de la C.S.P., M.I.M., M.I.C.M., M.I.P., M.I.C., Consiliul Naţional al Cercetării Ştiinţifice, Academia Republicii Socialiste România, institute de învăţămînt superior, institute de cercetări şi proiectări, ingineri şi tehnicieni din întreprinderile siderurgice, refractare, din sectorul construcţiilor de maşini, din industria chimică etc.

Lucrările sesiunii s-au desfăşurat în patru secţii: secţia I — Fonte, oţeluri, tratamente termice, coroziunea oţelului, utilizarea izotopilor radioactivi în metalurgie; secţia II — Deformări plastice, cercetări matematice şi economice în metalurgie, utilizarea raţională a oţelului, încercări fizico-mecanice; secţia III — Materiale refractare, cosc, semicocs, analize chimice; secţia IV — Aliaje neferoase, metalurgia pulberilor.

Au fost prezentate 71 referate, tratînd cele mai diverse aspecte legate de ridicarea calităţii produselor metalurgice, de metodele folosite pentru determinarea caracteristicilor metalului şi aprofundarea teoretică a problemelor legate de asigurarea unui nivel calitativ cît mai ridicat şi competitiv al produselor metalurgice.

În cadrul secţiei I au fost susţinute 19 comunicări.

De un interes deosebit s-au bucurat comunicările cu privire la:

— dezvoltarea producţiei de oţel calmat şi slab aliat în cuptoarele Martin de la C.S.H.;

— utilizarea unor materiale termogene sau termoizolante;

— calitatea oţelurilor de osii, bandaje şi discuri;

— elaborarea oţelurilor aliate.

În cadrul secţiei a II-a au fost prezentate 19 referate. Problemele care au prezentat un interes deosebit şi asupra cărora s-au purtat discuţii ample, care au subliniat importanţa legăturii nemijlocite dintre cercetări şi producţie, s-au referit la:

— utilizarea raţională a oţelurilor în construcţiile de maşini şi construcţii metalice;

— metode moderne de detectare a defectelor pe laminate şi remedierea lor;

— metode de determinare a plasticităţii şi rezistenţei la deformare a oţelurilor;

— material tubular pentru foraj adînc;

— tratamentul termomecanic al ţevilor.

Din cele 13 referate prezentate în cadrul secţiei a III-a, s-au remarcat, prin nivelul ştiinţific şi interesul pentru aplicarea în practică, lucrările cu privire la:

— îmbunătăţirea calităţii produselor refractare pentru oalele de turnare a oţelului;

— analiza spectrală a aliajelor de aluminiu;

— caracteristicile şi comportarea în cubilouri a cocsului cu conţinut scăzut de cenuşă şi sulf.

În cadrul secţiei a IV-a, din cele 14 referate prezentate, au atras atenţia participanţilor lucrările referitoare la:

— fondanţi pentru modificarea aliajelor eutectice de aluminiu;

— materiale magnetice de tip Alsifer;

— electrozi pentru sudare — încărcare cu structură ledeburitică;

— sinterizarea aliajelor dure.

Sesiunea s-a bucurat de un succes deosebit, atît prin tematica abordată, nivelul ştiinţific al lucrărilor prezentate, cît şi prin discuţiile purtate.

La sfîrşitul sesiunii s-a adoptat următoarea rezoluţie:

1. Pentru îndeplinirea la nivelul exigenţei etapei actuale a sarcinilor trasate de partid în vederea îmbunătăţirii calităţii produselor, cît şi a măririi contribuţiei cercetării proprii în asigurarea progresului tehnic al industriei metalurgice, participanţii la sesiune consideră necesară extinderea, ridicarea nivelului ştiinţific şi al eficienţei cercetării metalurgice. Pentru aceasta, se apreciază ca indicată dezvoltarea în continuare a activităţii Institutului de cercetări metalurgice şi întărirea bazei sale materiale, organizarea superioară a serviciilor de cercetare din combinatele şi uzinele siderurgice de la Hunedoara, Reşiţa, Cîmpia Turzii şi Carbochim-Cluj, prin transformarea lor în centre de cercetare. Este de asemenea utilă înfiinţarea în viitorul apropiat a unor servicii de cercetare la Uzina de ţevi—Roman şi la Fabrica de produse refractare—Alba-Iulia, cît şi pregătirea condiţiilor pentru înfiinţarea unei asemenea unităţi la Combinatul siderurgic din Galaţi.

O condiţie importantă în lărgirea capacităţii de cercetare în metalurgie este atragerea în această activitate a cadrelor didactice din catedrele de specialitate ale învăţămîntului superior şi din institutele Academiei Republicii Socialiste România prin întărirea pe toate căile a colaborării lor cu ICEM şi unităţile de cercetare din uzine.

Practica ultimilor ani a dovedit eficienţa activităţii de cercetare desfăşurate de ICEM pe baza contractelor direct încheiate cu unităţile productive. De aceea, se recomandă dezvoltarea acestei activităţi prin crearea celor mai favorabile condiţii.

Participanţii la sesiune apreciază că în metalurgie sînt create condiţii în vederea scurtării duratei cercetărilor ştiinţifice şi a aplicării neîntîrziate a rezultatelor ce se obţin în producţie, pentru a se ţine pasul cu dezvoltarea ştiinţei pe plan mondial, pentru a îmbunătăţi calitatea produselor noastre şi a le ridica neîncetat competivitatea pe piaţa internaţională.

2. În lucrările sesiunii de comunicări ştiinţifice s-au dezbătut pe larg căile pentru ridicarea continuă a nivelului calitativ al oţelurilor din producţia curentă la toate uzinele metalurgice, prin mărirea omogenităţii şi purităţii metalului, precum şi prin creşterea performanţelor fizico-mecanice. Este indicat a se acorda o atenţie sporită caracteristicilor de rezistenţă la oboseală, călibilităţii, sudabilităţii, plasticităţii şi prelucrabilităţii diferitelor mărci de oţeluri destinate construcţiei de maşini şi construcţiilor metalice, proprietăţi care trebuie să se reflecte şi în standarde. Calitatea lingourilor din oţeluri calmate poate fi substanţial îmbunătăţită prin utilizarea amestecurilor termoizolante asimilate de institut.

În centrul atenţiei cercetătorilor şi specialiştilor din uzine este necesar să se găsească acele oţeluri care nu mai corespund cerinţelor actuale ale consumatorilor, ducînd la rebuturi exagerate, la supradimensionarea organelor componente şi la scăderea caracteristicilor tehnice ale maşinilor şi instalaţiilor produse de industria noastră. În această categorie se găsesc unele oţeluri destinate fabricării rulmenţilor grei, osiilor UIC, discurilor şi bandajelor de roţi pentru calea ferată. Participanţii la sesiune apreciază faptul că în anul trecut cercetătorii din ICEM cu colaborarea specialiştilor din uzine au abordat pe un front larg problemele calităţii oţelului pentru material rulant. Este necesar ca aceste cercetări să se finalizeze cît mai curînd.

În secţiile sesiunii s-au adîncit problemele lărgirii sortimentului producţiei metalurgice, pentru a putea satisface mai complet necesităţile consumatorilor de oţel. S-a apreciat că prin investiţiile în curs de realizare se vor crea noi posibilităţi pentru sporirea numărului de mărci şi tipodimensiuni de oţel laminat în uzinele metalurgice. Este necesar să se asimileze, în primul rînd, oţelurile inoxidabile şi refractare pentru ţevi, destinate utilajului chimic, petrolier şi din industria alimentară; tablele pentru construcţii navale şi cazane, profile îndoite, piese sinterizate din pulberi metalice; noi aliaje de cupru, zinc şi aluminiu; plăcuţe dure din carbură de wolfram, cărămizi refractare superaluminoase şi altele.

Pentru stabilirea urgenţei, în această acţiune se impune, drept criteriu, necesitatea degrevării economiei naţionale de eforturile valutare cerute de importul unor oţeluri superioare şi în special al celor destinate materialului tubular pentru forajul adînc, al refractarelor bazice şi topite, al cocsului de turnătorie, al cilindrilor de laminor etc. De altfel, participanţii la sesiune au apreciat în mod unanim că în condiţiile bazei de materii prime de care dispune ţara noastră, industria siderugică trebuie să se axeze pe linia produselor de mare eficienţă, a oţelurilor superioare, carbon sau aliate îngrijit elaborate şi tratate termic, pentru crearea condiţiilor unei valorificări superioare la beneficiari. Ritmul de creştere a producţiei de oţeluri aliate trebuie să depăşească simţitor ritmul creşterii producţiei totale de oţel.

În discuţiile din cadrul sesiunii s-a subliniat necesitatea ca cercetătorii, proiectanţii şi specialiştii din uzine să acorde mai multă atenţie organizării ştiinţifice a producţiei metalurgice. Această importantă preocupare trebuie să tindă spre realizarea de către fiecare agregat şi secţie în parte a unor parametri tehnico-economici similari cu cei mai înalţi pe plan mondial. De asemenea, trebuie să se îmbunătăţească organizarea fiecărui loc de muncă, în vederea reducerii consumului de muncă socială şi a sporirii productivităţii muncii personalului din metalurgie. În această acţiune este indicată folosirea tuturor mijloacelor existente, de la cele mai simple, pînă la metoda statistico-matematică şi folosirea calculatoarelor electronice în vederea stabilirii operative a variantelor optime de aprovizionare tehnico-materială, de asigurare cu cadre, de repartizare raţională a producţiei pe beneficiari. O importanţă deosebită are organizarea proceselor tehnologice în aşa fel încît să se reducă treptat consumurile specifice de materiale, în special de cocs şi de combustibili. Este necesar să se mărească în continuare scoaterea de produse laminate din lingourile de oţel, precum şi gradul de folosire a produselor siderurgice la beneficiari.

În cadrul sesiunii s-a apreciat înfiinţarea la ICEM a centrului de utilizare raţională a oţelurilor şi s-au conturat obiectivele şi metodele de activitate a acestuia.

Centrul de utilizare raţională a oţelurilor va sprijini, ca şi alte organe ale M.I.M., acţiunea de revizuire a standardelor actuale şi de elaborare a unor noi standarde, care să contribuie la ridicarea nivelului calitativ al produselor noastre, pas cu pas, pînă la treapta cea mai înaltă a nivelului mondial.

Participanţii la sesiune au subliniat rolul pe care îl au laboratoarele uzinale şi serviciile de control tehnic din uzinele metalurgice în realizarea creşterii nivelului calitativ al producţiei noastre prin urmărirea respectării întocmai a prescripţiilor instrucţiunilor tehnologice. Aceasta constituie baza de plecare a oricăror cercetări pentru perfecţionarea procedeelor de producţie şi ridicarea calităţii produselor. În legătură cu aceasta, s-a subliniat necesitatea completării dotării uzinelor cu aparatură modernă de control, inclusiv pentru controlul nedistructiv, în flux şi automat al fabricaţiei.

3. Se consideră necesară extinderea cercetărilor în direcţia îmbunătăţirii calităţii produselor, a perfecţionării proceselor tehnologice, a elaborării de procedee tehnologice noi şi a lărgirii bazei de materii prime.

Astfel, pentru îmbunătăţirea calităţii se va cerceta influenţa factorilor tehnologici asupra purităţii oţelului, evitarea segregaţiei în lingourile mari de oţel, fluajul oţelurilor termostabile folosite la fabricarea ţevilor pentru fluide calde sub presiune, fabricarea cilindrilor de laminor din fontă cu grafit nodular, asigurarea constanţei calităţii tuturor produselor metalurgice, creşterea durabilităţii căptuşelilor refractare ale agregatelor siderurgice şi altele.

Pentru perfecţionarea proceselor tehnologice şi introducerea de procedee noi se va studia: elaborarea fontelor, oţelurilor şi aliajelor neferoase cu adaosuri de lantanide, formarea şi turnarea fontelor aliate, turnarea lingotierelor şi a cilindrilor de laminor prin folosirea amestecurilor fluide cu autoîntărire, tehnologia de turnare directă cu viteze mari a lingourilor de oţel, elaborarea şi turnarea lingourilor mari de forjă de calitate superioară, elaborarea oţelului prin retopire cu arc în vid, încălzirea rapidă a semifabricatelor destinate laminării, fabricarea sîrmelor pentru cabluri închise, aplicarea tratamentului termomecanic la produsele laminate, obţinerea pieselor sinterizate, aliate, tratate termic şi termochimic, perfecţionarea fluidizării cărbunilor.

În vederea lărgirii bazei de materii prime metalurgice şi a îmbunătăţirii calităţii acestora, se vor perfecţiona reţetele de fabricare a cocsului în uzinele existente, în funcţie de disponibilul de cărbuni, cerinţele furnalelor şi darea în funcţiune a unor noi capacităţi de producţie. De asemenea, în colaborare cu Ministerul Minelor trebuie luate măsuri pentru extinderea gamei de argile, nisipuri şi caolinuri de calitate în industria refractarelor.

4. Se consideră raţională extinderea sortimentului de produse metalurgice noi, cu performanţe calitative la nivel mondial, prin asimilarea fontelor aliate rezistente la uzură şi coroziune, a noilor mărci de oţeluri pentru materialul rulant destinat vitezelor mărite, pentru temperaturi ridicate şi scăzute a oţelurilor pentru beton armat şi precomprimat, a tablelor slab aliate, aliate şi înalt aliate, a aliajelor de cupru cu proprietăţi fizicomecanice superioare, a electrozilor siderurgici, a produselor cărbunoase şi altele.

5. Pentru ridicarea eficienţei cercetării ştiinţifice este necesar să se selecţioneze cu atenţie problemele ce se introduc în planurile tehnice ale institutului şi ale celorlalte unităţi de cercetare din cadrul M.I.M., pentru ca fiecare temă să fie axată în direcţia rezolvării unei necesităţi reale a progresului tehnic al producţiei de metal. De asemenea, se recomandă crearea unor colective complexe de cercetători şi cadre din uzine de specialităţi complimentare, astfel încît — susţinînd activitatea lor prin concentrarea mijloacelor materiale necesare — să se rezolve în timp cît mai scurt problemele abordate, obţinînd soluţii eficiente, corespunzătoare realităţilor economice din ţara noastră.

Eforturile colectivelor de cercetători pot fi fructificate prin crearea în uzinele noastre a celor mai bune condiţii pentru experimentări şi pentru aplicarea neîntîrziată în producţie a rezultatelor obţinute în activitatea ştiinţifică.

M. Alexandrescu

Al 32-lea Congres internaţional de turnătorie de la Varşovia

Cel de-al 32-lea Congres internaţional de turnătorie a avut loc la Varşovia în perioada 13—17 septembrie 1965 şi a fost organizat de Comitetul internaţional al asociaţiilor de turnătorie, precum şi de Asociaţia turnătorilor din Polonia, cu concursul Asociaţiei tehnice şi a Ministerului Industriei Grele din Polonia.

Tema principală a lucrărilor Congresului a fost "Cercetarea ştiinţifică ca mijloc pentru progresul tehnic în turnătorii".

În timpul congresului şi după congres au fost organizate vizite în cele mai importante turnătorii din Polonia.

De menţionat, că acest congres este al doilea care se ţine în Polonia (primul a avut loc în anul 1938).

La congres au participat peste 1 000 de delegaţi din 29 de ţări (dintre care circa 2/3 din străinătate). 24 de ţări care sînt afiliate la Comitetul internaţional de turnătorie au trimis reprezentanţi oficiali (Anglia, Austria, Belgia, Bulgaria, Cehoslovacia, Danemarca, Finlanda, Franţa, Spania, Olanda, India, Israel, Japonia, Iugoslavia, R.F. Germană, Polonia, Norvegia, Portugalia, Suedia, Elveţia, S.U.A., Ungaria, Italia şi U.R.S.S.).

De asemenea, au fost reprezentanţi şi din Argentina, R.P. Chineză, Canada, R.D. Germană şi Republica Socialistă România (8 persoane), ţări care nu sînt afiliate la Comitetul internaţional al asociaţiilor de turnătorie.

La congres au fost prezenţi delegaţi ai multor turnătorii, precum şi ai celor mai importante institute de învăţămînt şi de cercetări din lume.

În timpul congresului au fost prezentate circa 50 de comunicări tehnico-ştiinţifice.

Cele mai multe comunicări au cuprins date originale şi precizări valoroase privind o serie de probleme importante pentru turnători.

Astfel, în domeniul studiului structurii şi proprietăţilor aliajelor feroase, au fost aduse precizări interesante în ceea ce priveşte difuzia elementelor în oţeluri în timpul tratamentelor termice; formarea crăpăturilor la cald la oţeluri în funcţie de compoziţia chimică şi gradul de dezoxidare; mecanismul modificării fontelor cenuşii şi maleabile şi influenţa vidului şi azotului asupra structurii primare şi secundare a fontelor.

În domeniul amestecurilor de formare au fost prezentate date privind proprietăţile fizice (conductibilitatea termică şi rezistenţa la compresiune) la temperaturi ridicate ale amestecurilor de formare şi proprietăţile fizice şi tehnologice ale amestecurilor de formare la temperatura ambiantă.

Unele comunicări descriu o serie de metode de cercetare, care au început să fie folosite în domeniul studiului proceselor de turnare şi care prezintă un deosebit interes ca, de exemplu: modelarea hidrodinamică a proceselor termice în turnătorii; modelarea electrică a procesului de solidificare şi calculul procesului de solidificare a pieselor mari.

Unele date comunicate la congres prezintă o mare importanță tehnico-economică pentru industria producătoare de piese turnate.

Din delegația Republicii Socialiste România, autorul acestei cronici a prezentat comunicarea ''Traitements des fontes avec l'azote et le gaz méthan'', care a scos în evidență cercetările efectuate și rezultatele originale obținute la noi, în ultimii ani, în domeniul îmbunătățirii calității fontelor prin tratare cu gaze.

În timpul și după Congres au fost vizitate o serie de uzine și turnătorii, delegații putînd alege unul din cele trei itinerarii: itinerarul nr. 1 (Nord) — Varșovia, Bydgoscz, Gdansk, Elblag; itinerarul nr. 2 (Sud) — Varșovia, Cracovia, Gliwice, Gestohowa; itinerarul nr. 3 (Vest) — Varșovia, Poznan, Wroclaw.

În urma vizitelor efectuate în turnătoriile poloneze se pot scoate în evidență următoarele tehnologii și utilaje care interesează țara noastră:

— folosirea (în unele turnătorii) a cubilourilor moderne, complet automatizate (cu indicarea automată a nivelului încărcăturii, debitului și presiunii aerului, compoziției gazelor, temperaturii gazelor și aerului etc.);

— folosirea pe scară largă a aerului preîncălzit la cubilouri (la peste 40% din cubilouri); în acest scop se utilizează recuperatoare cu radiație și convecție, cele mai multe fiind construite în afara cubilourilor și care folosesc căldura fizică și chimică a gazelor arse;

— folosirea cocsului brichete (pînă la 100% în încărcătura cubiloului, în locul cocsului de turnătorie); brichetele au un conținut scăzut de sulf (0,5—0,6%) și asigură obținerea unei fonte supraîncălzite;

— turnarea pieselor mari din oțel, fontă, bronzuri și alame, în forme executate din amestecuri cu ciment (pînă la 8% ciment) care asigură obținerea unor suprafețe deosebit de curate și o precizie dimensională ridicată a pieselor turnate;

— executarea miezurilor mari din amestecurile de nisip cu ciment, șamotă și sticlă solubilă;

— folosirea unei tehnologii judicios stabilită pentru elaborarea și turnarea în piese mari de bronz și alamă (pînă la 30 t);

— turnarea centrifugală a bucșelor mari din bronzuri și alame, cu diametrul cuprins între 150 și 650 mm și lungimea de 800—3 000 mm;

— folosirea unei tehnologii noi și sigure de modificare a fontei cu magneziu, prin introducerea acestuia sub formă de bare în fonta lichidă din antecreuzetul cubiloului; procedeul prezintă avantajul că asigură o temperatură ridicată a fontei înainte și după modificare, un grad mare de asimilare a magneziului, o proporție scăzută de incluziuni nemetalice și sufluri, proprietăți stabile fizico-mecanice ale fontelor etc.;

— folosirea pe scară largă a fontei cu grafit nodular pentru turnarea pieselor destinate diferitelor ramuri ale construcției de mașini.

Se constată tendința de înlocuire a oțelului turnat cu fontă tratată cu magneziu în cazul unor piese de mare răspundere, ca de exemplu: coroane dințate pentru linii de ciment, plăci de uzură etc.;

— folosirea pe scară destul de mare a modelelor epoxidice;

— folosirea cuptoarelor electrice mari (de ex.: 1 760 × 2 600 × 1 000) pentru tratamentul termic al pieselor masive;

— folosirea pe scară mare a bucșelor exoterme pentru reducerea dimensiunilor maselotelor la turnarea oțelului, fontei și aliajelor neferoase.

Dr. ing. *L. Sofroni*

Prima sesiune republicană pe tema ''Construcția, fabricarea și exploatarea autovehiculelor''

În zilele de 16, 17 și 18 decembrie 1965, la Institutul politehnic din Brașov, s-a desfășurat prima sesiune științifică republicană pe tema ''Construcția, fabricarea și exploatarea autovehiculelor'', organizată de Ministerul Învățămîntului pe baza unei inițiative a Institutului politehnic — Brașov, cu concursul larg al specialiștilor din institutele politehnice din țară, de la institutele de cercetare și de proiectare de specialitate, din întreprinderile industriale și din ministere.

Scopul sesiunii a fost de a se dezbate la un nivel științific ridicat problemele de actualitate și de perspectivă ale industriei constructoare de autovehicule din România, privite sub toate aspectele, teoretice și practice, astfel încît, din acest larg schimb de experiență și de informare reciprocă să rezulte un beneficiu substanțial și o stimulare multilaterală atît pentru teoreticieni și proiectanți cît și pentru realizatorii autovehiculelor și cei care le exploatează.

În ședința de deschidere, conf. ing C. Wanyorek (Institutul politehnic—Brașov) a prezentat comunicarea ''Rolul teoriei proceselor tehnologice în determinarea progresului tehnico-economic în industrie''. În zilele următoare lucrările sesiunii s-au desfășurat în patru secții de specialitate: Motoare (secția I), Autovehicule (secția a II-a), Combustibili, lubrifianți, echipamentul autovehiculelor (secția a III-a), Fabricarea și întreținerea autovehiculelor (secția a IV-a).

Au fost prezentate 55 de comunicări. Dintre comunicările privind problemele metalurgice se citează:

''Considerații tehnico-economice în legătură cu oțelurile de calitate și speciale folosite în construcția de autovehicule'' — prof. ing. Al. Rău;

''Considerații asupra procesului de carbonitrurare și posibilități de aplicare în industria constructoare de autovehicule'' — ing. Al. Teodorescu, Uzina mecanică—Sinaia.

''O nouă metodă de confecționare a formelor de turnare pentru arbori cotiți în spațiu, în lumina competiției dintre tehnologia de turnare și cea de forjare'' conf. ing. C. Wanyorek, Institutul politehnic—Brașov.

''Asupra inutilității tratamentului termic la piesele turnate din aliaje de aluminiu, care lucrează la temperaturi înalte'' — conf. ing. A. Dreuceanu, ing. L. Boghin, ing. I. Sporea, Institutul politehnic—Timișoara.

Comunicările au fost primite cu un viu interes de către numerosul auditoriu, care a apreciat îndeosebi nivelul teoretic ridicat și valoarea aplicativă deosebită a foarte multora dintre lucrări. Întrebările numeroase și discuțiile foarte vii care s-au purtat în mod operativ și eficient imediat după fiecare comunicare în parte, au subliniat acest interes și au contribuit esențial la lămurirea și aprofundarea temelor expuse. Cu această ocazie s-au stabilit numeroase contacte personale între cei interesați, ceea ce promite intensificarea relațiilor de colaborare între uzine, institutele de proiectare și de cercetare și institutele politehnice, contribuind și pe această cale la strîngerea relațiilor între colectivele de lucrători ale acestor instituții, în vederea unei acțiuni permanente de ridicare a calității producției și de modernizare a fabricației de autovehicule. Participanții la sesiune au cerut publicarea întrun volum a lucrărilor prezentate.

Conf. ing. *C. Wanyorek*

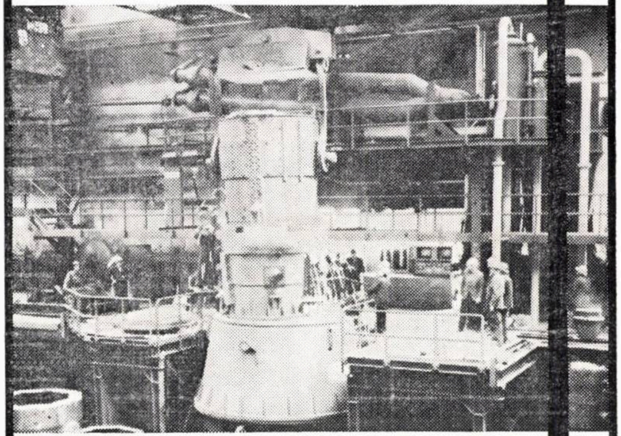
INDEX DE AUTORI

Adamov I. V. . . . . p. 288
Barodulin A. I. . . . . p. 282
Berge Ph. . . . . p. 289
Bernştein M. L. . . . . p. 266
Block F. p. 282
Boiangiu Gh. . . . . p. 277
Cedighian S. . . . . p. 261
Chapman J. A. . . . . p. 285
Cijova V. Ia. . . . . p. 282
Cîndea-Muntean V. . . . . p. 249
Cuhna Bello M. . . . . p. 289
Davîdov L. N. . . . . p. 283
Drăgan N. . . . . p. 266
Duckworth W. E. . . . . p. 285
Gîrleanu Gr. . . . . p. 275
Gonteanu A. . . . . p. 249
Hardt P. E. . . . . p. 282
Hătărăscu O. . . . . p. 253
Herman A. . . . . p. 283
Iancu V. . . . . p. 272
Iosnogorodskii V. I. . . . . p. 287
Krivoseev A. E. . . . . p. 288
Lassota K. . . . . p. 289
Montuelle J. . . . . p. 289
Nachbar B. . . . . p. 293
Olaru F. . . . . p. 293
Oprea F. . . . . p. 293
Oprea Sanda . . . . p. 293
Phillips A. F. . . . . p. 284
Phillips R. . . . . p. 285
Proffitt H. I. . . . . p. 286
Protopopescu Aurelia . . . . p. 261
Rău Al. . . . . p. 257
Ritzinger E. . . . . p. 268
Schenk H. . . . . p. 282
Sivţov G. V. . . . . p. 282
Slade R. H. . . . . p. 284
Smolearenko D. A. . . . . p. 282
Suceveanu Gh. . . . . p. 281
Siian V. G. . . . . p. 288
Ţheisges H. W. . . . . p. 282
Ţedrik I. F. . . . . p. 287
Ţelikov A. I. . . . . p. 294
Vacu Silvia . . . . p. 257
Venzel W. . . . . p. 282
Vocke G. . . . . p. 282
Volosenkov V. E. . . . . p. 287

INSTALAŢIE DE DEGAZARE
A OŢELULUI, TIP MESSO

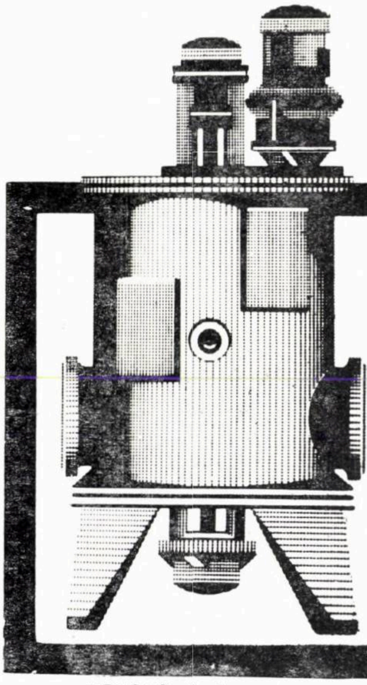
Instalaţia realizează degazarea în vid, în vederea îmbunătăţirii calităţii oţelului, fiind înzestrată cu un dispozitiv de producere a vidului cu o capacitate de absorbţie de 100 000 — 1,5 mil. m³/h.

Pînă în prezent, astfel de instalaţii au fost livrate în România, Anglia, Franţa, Olanda, Japonia, Cehoslovacia şi Germania.



MESSO

STANDARD-MESSO DUISBURG
GESELLSCHAFT FÜR CHEMIETECHNIK M.B.H.&CO.
41 Duisburg · Düsseldorfer Straße 29 · West-Deutschland



DISPOZITIV MECANIC PENTRU EPURAREA APEI, COMPLET AUTOMATIZAT (FILTRU RAPID)

BRASSERT

- Filtrare continuă, complet automată, cu autoeprrare
- Dispozitiv rezistent, cu durată lungă de funcţionare, cheltuieli scăzute de întreţinere
- Gabarit redus, instalarea deosebit de simplă
- Adaptabilitate la feluri variate de apă prin diferite elemente de filtrare, uşor de schimbat
- Nu necesită dispozitive anexe şi piese auxiliare, şi nici o deservire

În unele uzine funcţionează pînă la 100 de filtre de tip BRASSERT; Uzina produce de mai multe decenii în acest domeniu şi a realizat pînă în prezent peste 3.000 instalaţii de filtrare rapidă pentru industria de metalurgie feroasă, oţelării, centrale electrice, pentru industria chimică, rafinării, fabrici de hîrtie etc.

BRASSERT

BRASCO S. A.

16, rue des Voisines
GENEVA—Elveţia
Tel. 268360
Telegrame: BRASSERTCO

Cereţi documentaţie completă şi comunicaţi problemele dvs.

DIN CUPRINSUL NUMĂRULUI 6/1966

Barbu I., Ştefănescu I., Reinhorn G., Corciovei Emilia şi *Falk E.* : **Studiul comparativ al caracteristicilor şi compoziţiei cocsului brichete ICEM**

Rău Al. şi *Vacu Silvia* : **Contribuţii la problema îmbunătăţirii producţiei oţelului pentru osii**

Gîdea Suzana, Protopopescu M., Meţianu I. şi *Moldoveanu D.* : **Alame cu argint pentru lipirea pînzelor de ferăstrău**

Přibyl I. şi *Planchy I.* : **Turnarea arborilor cotiţi pentru motoare de automobil în semicochilii, prin metoda reversibilă**

Suceveanu Gh. şi *Minkevici A. N.* : **Noi băi de săruri pentru tratamente termochimice la temperatură joasă**

Şerban A. : **Solicitările ţevilor sub presiune interioară la temperatură normală**

Petri L., Szabo A., Jitea Beatrice, Dragoman I., Pommer Erna, Corneanu A. şi *Ivaniov V.* : **Fabricarea şamotei silicoaluminoase cu peste 50% Al_2O_3 şi a produselor refractare aluminoase**

Benţa M. şi *Rică I.* : **Utilizarea spectrografului P.G.S.—2 pentru analiza oţelurilor la Combinatul siderurgic—Hunedoara**

Grünwald E. : **Curăţarea pieselor turnate în topitură de săruri alcaline**

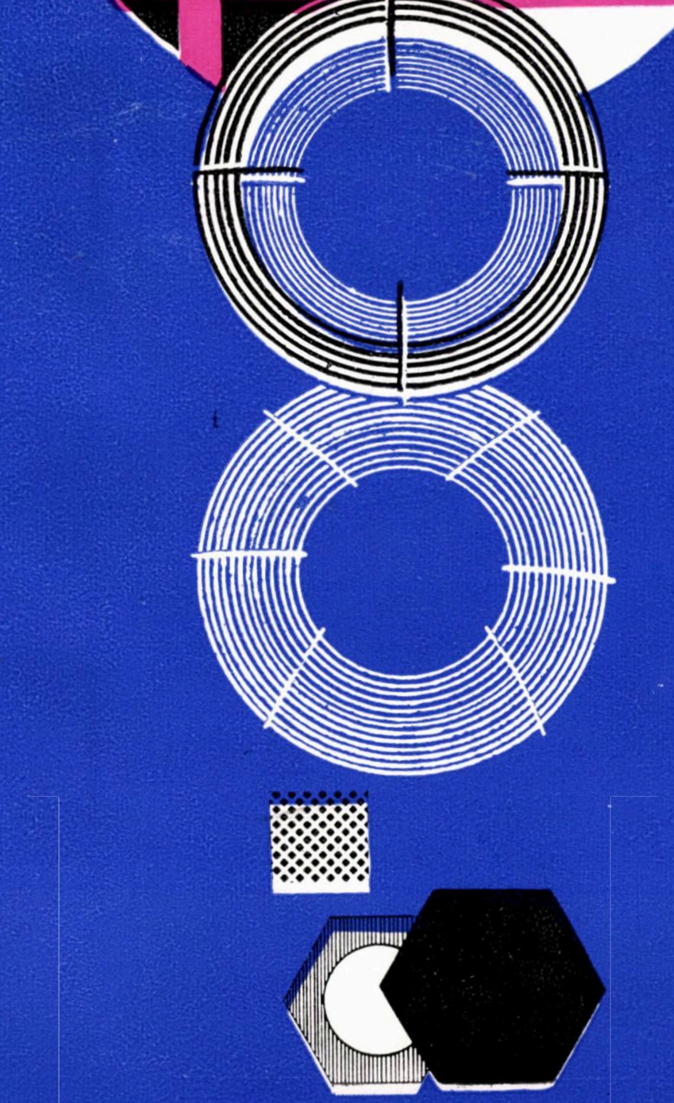
Bertumé I. : **Dezvoltarea şi repartizarea producţiei de oţel în lume**

Dan Georgeta şi *Protopopescu Aurelia* : **Termeni întrebuinţaţi în metalurgia pulberilor**

Tema celui de-al 33-lea Congres internaţional al turnătorilor : „Dezvoltarea tehnologică ca mijloc de creştere a productivităţii în turnătorii".

Congresul are loc între 4 şi 9 decembrie a.c. la New Delhi.

După congres vor avea loc excursii, după cum urmează : ruta 1 : New Delhi, Banaras, Chitaranjan, Durgapur, Asansol, Ranchi, Jamshedpur, Calcutta ; ruta 2 : New Delhi, Banaras, Jaipur, Bombay ; ruta 3 : New Delhi, Hyderabad, Bongalone, Mysore şi Madras.



INDUSTRIA SÎRMEI

CÎMPIA TURZII

LAMINATE

profile ușoare și mijlocii din oțeluri carbon și aliate, de scule și speciale

BARE TRASE

rotunde, dreptunghiulare, pătrate și hexagonale, din oțeluri carbon, de calitate și aliate

CUIE

de construcție și tapițerie, cuie spintecate din cupru și alamă pentru scopuri speciale

ARCURI DE TAPIȚERIE

arcuri spirale din sîrmă de oțel cuprată arcuri plate pentru scaune

SÎRME

trase feroase, sîrme trase neferoase, sîrme zincate

SÎRME DE BOBINAJ

din cupru cu mătase și bumbac

CONDUCTE ȘI CABLURI ELECTRICE

izolate în cauciuc și PVC

BANDĂ IZOLATOARE

STR. LAMINORIȘTILOR, 145 — RAIONUL TURDA — REGIUNEA CLUJ — TELEFON 2, 9, 14 și 32

SiC

PRODUCE CURENT :

CARBURĂ DE SILICIU CU GRANULAȚIA DE LA 6 PÎNĂ LA 160, AVÎND URMĂTOARELE CARACTERISTICI FIZICE ŞI CHIMICE :

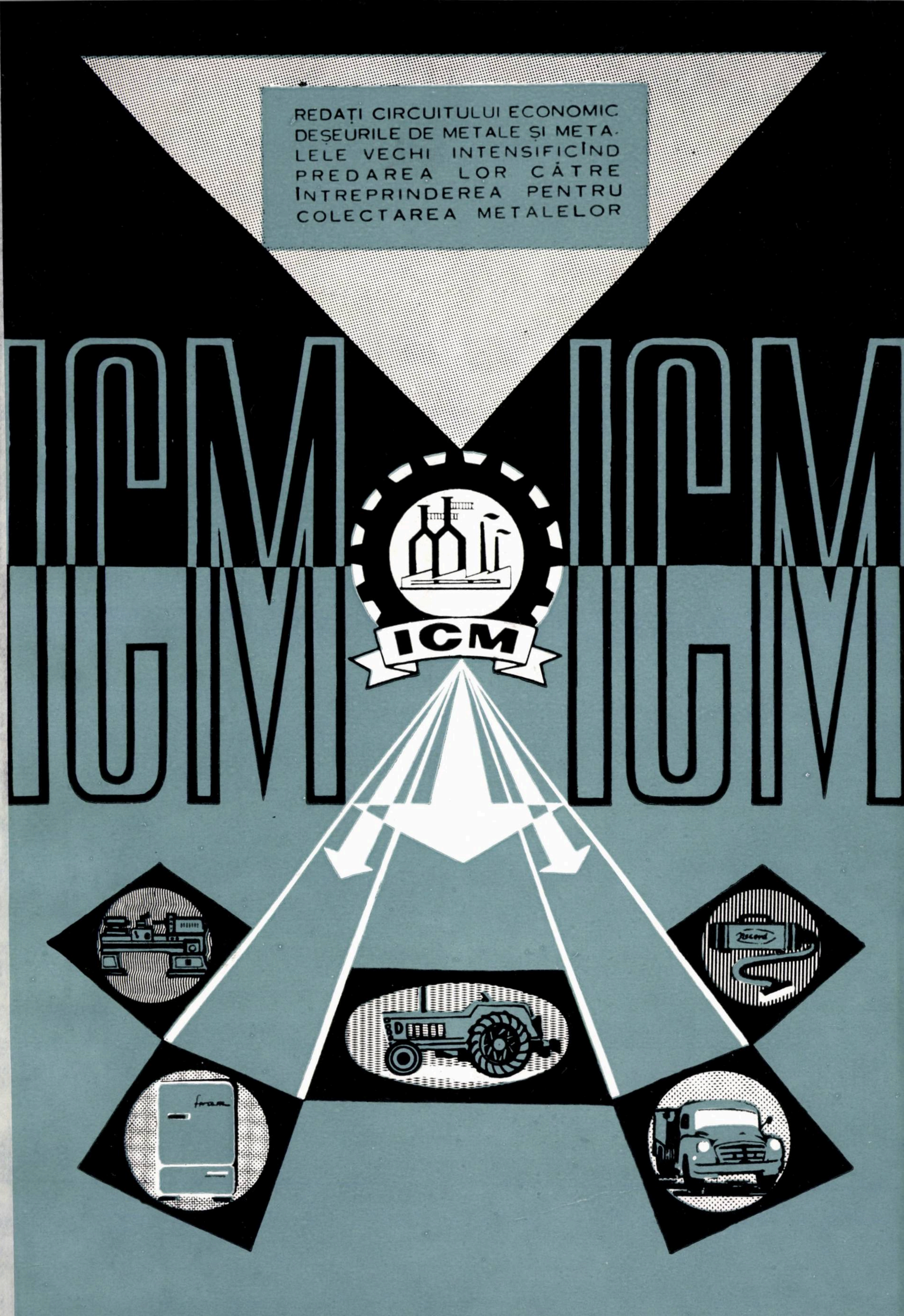
— carbură de siliciu (SiC)	min.	96%
— siliciu + bioxid de siliciu	max.	1%
— carbon liber	max.	0,5%
— trioxid de fier	max.	0,8%
— fracție magnetică	max.	0,5%

UTILIZATĂ LA FABRICAREA CORPURILOR ABRAZIVE CU LIANT CERAMIC SAU ORGANIC, LA FABRICAREA ABRAZIVELOR PE SUPORT ŞI LA FABRICAREA PRODUSELOR REFRACTARE CARBORUNDICE

ÎNTREPRINDEREA INDUSTRIALĂ DE STAT

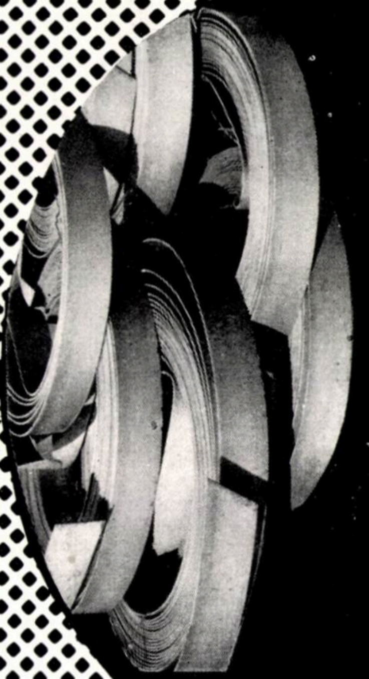
CARBOCHIM

CLUJ ● PIAȚA 1 MAI Nr. 3 ● TELEFON 12206

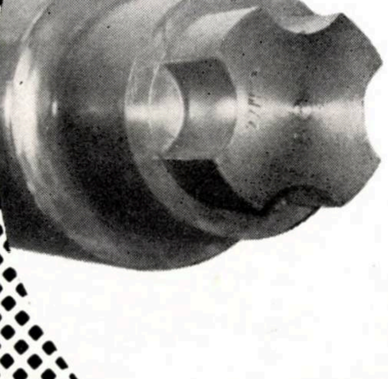

REDAȚI CIRCUITULUI ECONOMIC DEȘEURILE DE METALE ȘI METALELE VECHI INTENSIFICÎND PREDAREA LOR CĂTRE ÎNTREPRINDEREA PENTRU COLECTAREA METALELOR
ICM
ICM
ICM
ICM
ICM

UZINA DE TEVI
REPUBLICA

- Produse tubulare cu diametrul sub 6″, pentru industria petrolieră
- Produse tubulare cu diametrul sub 6″, pentru prospecțiuni geologice
- Țevi rotunde și profilate — de precizie — trase la rece, cu diametrul de 5—57 mm, pentru construcții
- Țevi rotunde și profilate, laminate la cald, cu diametrul de 48—152 mm, pentru construcții
- Țevi cu diametrul sub 6 , pentru instalații de apă, gaz și abur



OȚELUL ROȘU



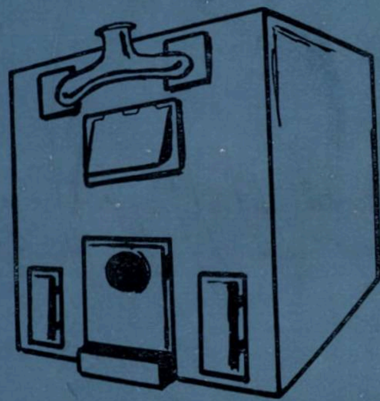
produc [illegible]

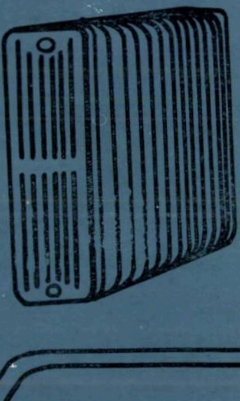
- platine din oțel, de 12—72 kg/m și 250 mm lățime
- profile ușoare pentru industria constructoare de mașini și construcții metalice
- benzi laminate la cald, de 20—115 × × 1—4 mm
- benzi laminate la rece, de 10—150 × × 0,2—3,5 mm
- benzi plumbuite și zincate pentru industria electrotehnică și construcții de mașini
- tablă neagră, decapată, zincată și zincată ondulată pentru industria constructoare de mașini, bunuri de larg consum, acoperișuri etc.
- cilindri din fontă cu crustă dură și semidură, pentru tablă și profile
- tuburi flexibile pentru semănători, din bandă protejată cu zinc

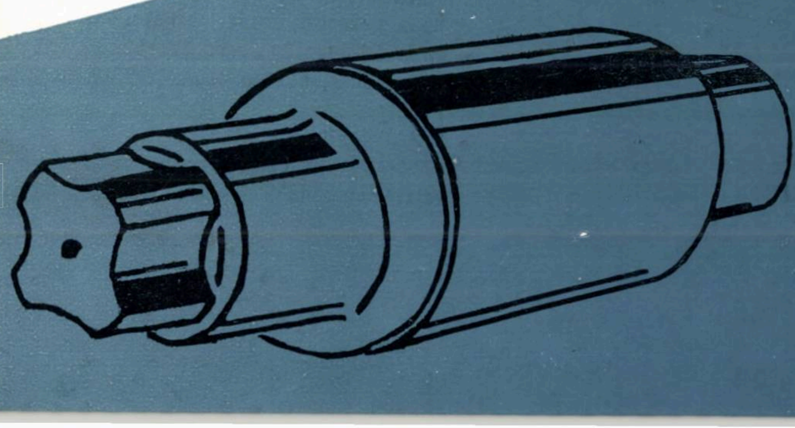
uzina
VICTORIA
calan

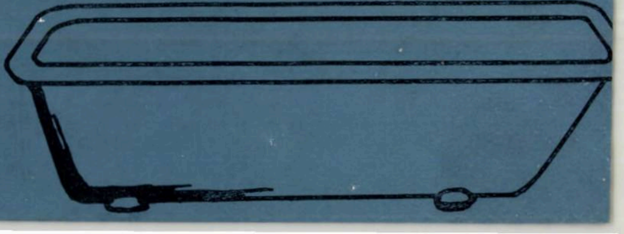
1966 JUN 21

- Cazane secţionate din fontă, pentru încălzire centrală
- Radiatoare din fontă
- Căzi pentru baie
- Sobe din fontă pentru cazane de baie
- Chiuvete
- Cazane de baie din tablă emailată
- Lavoare
- Piese sanitare
- Spălătoare duble pentru vase
- Piese mecanice din fontă pînă la 10 t
- Fontă cenuşie brută de furnal STAS 882-65
- Lingotiere şi accesorii
- Cilindri pentru laminoare









E 3280

METALURGIA

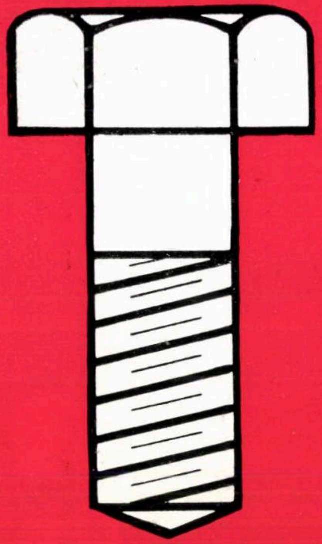
6

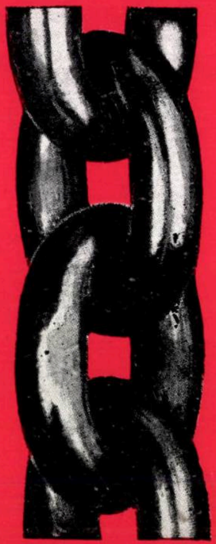
METALURGIA • BUCUREȘTI • ANUL XVIII • NR. 6 • IUNIE 1966

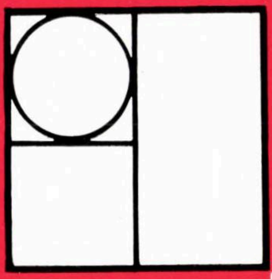
UZINA
laminorul
BRAILA

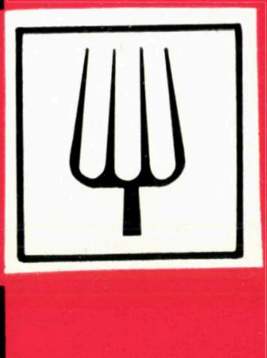
PRODUCE ŞI LIVREAZĂ :

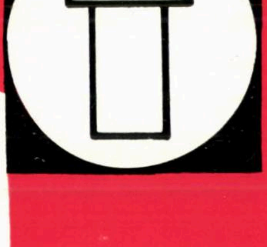
- Oţel lat
- Oţel rotund
- Oţel beton rotund
- Oţel beton cu profil periodic
- Oţel pătrat
- Sîrmă trefilată
- Sîrmă bobinată pentru agricultură
- Sîrmă laminată în colaci
- Cuie pentru construcţii şi ţinte
- Scoabe construcţii
- Furci
- Lanţuri comerciale
- Şuruburi
- Nituri
- Nipluri
- Plasă sîrmă











E 3280

METALURGIA

Anul 18 nr. 6 1966

CUPRINS

STUDII ȘI CERCETĂRI

Barbu I., Ștefănescu I., Reinhorn Gabriela, Corciovei Emilia și *Falk E.* : **Studiul comparativ al caracteristicilor și compoziției cocsului brichete ICEM** . 301

Rău Al. și *Vacu Silvia* : **Contribuții la problema îmbunătățirii producției oțelului pentru osii**. . . . 306

Gâdea Suzana, Protopopescu M., Mețianu I. și *Moldoveanu D.* : **Alame cu argint pentru lipirea pînzelor de ferăstrău**. 313

Přibýl. I. si *Plachy I.* : **Turnarea arborilor cotiți pentru motoare de automobil, în semicochilii, prin metoda reversibilă**. 319

Suceveanu Gh. și *Minkevici A. N.* : **Noi băi de săruri pentru tratamente termochimice la temperatură joasă**. 325

Șerban A. : **Solicitările țevilor sub presiune interioară la temperatură normală**. 329

REALIZĂRI TEHNICE

Petri L., Szabo A., Jitea Beatrice, Dragoman I., Pommer Erna, Corneanu A. și *Ivaniov V.* : **Fabricarea șamotei silico-aluminoase cu peste 50 % Al_2O_3 și a produselor refractare aluminoase**. 332

Bența M. și *Rică I.* : **Utilizarea spectrografului P.G.S.-2 pentru analiza oțelurilor la Combinatul siderurgic — Hunedoara**. 335

Grünwald E. : **Curățarea pieselor turnate în topitură de săruri alcaline**. 338

ACTUALITĂȚI ȘI DISCUȚII

Bertumé I. : **Dezvoltarea și repartizarea producției de oțel în lume**. 343

Dan Georgeta și *Protopopescu Aurelia* : **Termeni întrebuințați în metalurgia pulberilor**. 348

EXTRASE 350

RECENZII 362

INDEX DE AUTORI 364

COMITETUL DE REDACȚIE

M. ALEXANDRU, C. DRAGOMIR, T. DUMITRESCU,
C. HERTL, G. ILIN, N. MURGULEȚ, I. NIȚĂ,
P. PETRESCU, V. POPESCU, I. POPA, MARIA ROȘIANU,
L. SOFRONI, D. STĂNESCU, N. SÎRBU, A. ȘERBAN,
CL. ȘTEFĂNESCU, I. TRIPȘA, T. ȚECU, P. WECHSLER

Redactor responsabil: L. SOFRONI
Redactor: MARIA SAVU

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacția și administrația, București, B-dul Republicii 64, raion Tudor Vladimirescu. Telefon : 13.09.25. Revista este editată de M.I.M. Abonamentele se primesc la Administrația revistei. Instituțiile pot achita abonamentele pentru biblioteci și cabinetele tehnice în contul nostru de virament : 022001 B.N. a Republicii Socialiste România — Filiala 30 Decembrie. M.I.M. — Oficiul de documentare și publicații tehnice — București. Tarif pentru întreprinderi : lei 150 anual ; tarif pentru muncitori, tehnicieni și ingineri : lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul : Întreprinderea Poligrafică Informația, str. Brezoianu nr. 23—25. Buc. c. 3425

42 406

SOMMAIRE

CD 662.749.3 :669.162.16

Barbu I., *Ştefănescu I.*, *Reinhorn Gabriela*, *Corciovei Emilia* et *Falk E.* : **Etude comparative des caractéristiques et de la composition du coke-briquette ICEM.**

Metalurgia 18 (1966), no. 6, p. 301 – 306

On présente les recherches qui ont été faites sur les propriétés et les structures des différents cokes (résistance mécanique à froid et à chaud, résistivité des blocs et du coke en poudre, porosité, perméabilité des couches) par rapport à celles du coke — briquette ICEM pour hauts fourneaux.

CD 669.18.004.64 :621.824

Rău Al. et *Vacu Silvia*: **Contributions au problème de l'amélioration de l'acier pour essieux.**

Metalurgia 18 (1966), no. 6, p. 306 – 312

En tenant compte des données fournies par le processus d'élaboration de l'acier pour essieux dans deux usines, on analyse les défauts macro- et microscopiques les plus fréquents qui ont pour conséquence la mise au rebut ou la rupture des essieux pendant le service ; on explique les causes de ces défauts et on insiste sur la pureté de l'acier.

CD 669.35′22 :621.93.023 :621.792.3

Gâdea Suzana, *Protopopescu M.*, *Meţianu I.* et *Moldoveanu D.* : **Laitons à argent pour braser les lames de scie.**

Metalurgia 18 (1966), no. 6, p. 313 – 318

Les auteurs examinent le processus de l'élaboration des laitons à argent pour le brasage des lames de scie. Ils établissent la corrélation entre la structure et les propriétés.

CD 621.741.4.043 :629.113 – 233.13

Přibýl I. et *Plachy I.* : **Le coulage des vilebrequins pour moteurs d'automobile dans des demi-coquilles, par la méthode réversible.**

Metalurgia 18 (1966), no. 6, p. 319 – 325

La méthode proposée est économique, simplifie substantiellement le moulage et les pièces obtenues sont sans défauts.

CD 621.785.066.6

Suceveanu Gh. et *Minkevici A. N.* : **Nouveaux bains de sels pour les traitements thermochimiques à basse température.**

Metalurgia 18 (1966), no. 6, p. 325 – 329

On a mis au point, pour les traitements thermochimiques à basse température, un nouveau mélange de sels fondus ayant 55 % d'urée et 45 % de soude anhydre, d'où résulte le cyanate alcalin. Le nouveau bain de sels, à base d'urée et de carbonate alcalin, est recommandé pour tous les traitements thermochimiques à basse température : la nitruration dans les bains de sels (nitruration faible), la cyanuration des outils en acier rapide (avec une dilution correspondante de l'élément actif) et la sulfocyanuration (avec l'addition correspondante des composés de soufre insuffisamment oxydants).

CD 621.774.001.4

Şerban A. : **Les sollicitations des tuyaux sous pression intérieure à la température normale.**

Metalurgia 18 (1966), no. 6, p. 329 – 332

On étudie les sollicitations des tuyaux sous pression intérieure à la température normale.

CD 666.763.2

Petri L., *Szabo A.*, *Jitea Beatrice*, *Dragoman I.*, *Pommer Erna*, *Corneanu A.* et *Ivaniov V.* : **La fabrication de la chamotte silico-alumineuse à plus de 50 % Al_2O_3 et des produits réfractaires alumineux.**

Metalurgia 18 (1966), no. 6, p. 332 – 335

On examine les possibilités de la fabrication de la chamotte silico-alumineuse à plus de 50 % Al_2O_3 et des produits réfractaires alumineux.

CD 669.18.001.4 :543.42

Benţa M. et *Rică I.* : **L'utilisation du spectrographe P.G.S.-2 pour l'éxamen des aciers, aux usines sidérurgiques complexes de Hunedoara.**

Metalurgia 18 (1966), no. 6, p. 335–338

Les auteurs présentent plusieurs résultats obtenus par l'application de la méthode spectrale à l'analyse des aciers dans les laboratoires des usines sidérurgiques complexes de Hunedoara.

CD 621.747.5

Grünwald F. : **Le nettoyage des pièces coulées dans les sels alcalins.**

Metalurgia 18 (1966), no. 6, p. 338–343

Le nettoyage des pièces coulées dans les sels alcalins est une méthode rapide (10—15 min) et économique si on la compare à la méthode classique.

CD 669.14.002.2(09)

Bertumé I. : **Le développement et la répartition de la production de l'acier dans le monde.**

Metalurgia 18 (1966), no. 6, p. 343–347

On décrit quelques aspects de la production mondiale de l'acier et de son développement futur.

CD 621.762 :001.4

Dan Georgeta et *Protopopescu Aurelia* : **Termes employés dans la métallurgie des poudres.**

Metalurgia 18 (1966), no. 6, p. 348–349

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 662.749.3: 669.162.16

Барбу И., *Штефанеску И.*, *Рейнгорн Габриела*, *Корчове Эмилия* и *Фальк Э.*: **Сравнительное изучение характеристики и состава брикетированного кокса ИЧЕМ.**

Metalurgia 18 (1966), № 6, стр. 301–306

Рассматривается характеристика свойств и структуры различных сортов кокса (механическая прочность в холодном и горячем состоянии, реактивность кусков и мелочи, пористость, проницаемость в пласте), причем проводится сравнение с данными брикетированного кокса для домны типа ИЧЕМ.

ДК 669.18.004.64 :621.824

Рэу А. и *Ваку Сильвия:* **К вопросу улучшения выплавки стали для колесных пар.**

Metalurgia 18 (1966), № 6, стр. 306–312

В результате наблюдения за процессом выплавки на двух заводах, выпускающих сталь для колесных пар, анализируется часто наблюдающиеся макро-и микроскопические дефекты, ведущие, при работе к браку и поломкам. Вместе с тем выясняются причины обусловливающие возникновение этих деффектов, причем особое внимание уделяется степени чистоты стали.

ДК 669.35'22 :621.93.023 :621.792.3

Гыдя Сузана, *Протопопеску М.*, *Мецяну И.* и *Молдовяну Д.* **Серебряная латунь для пайки пильных лент.**

Metalurgia 18 (1966), № 6, стр. 313–318

В статье анализируется процесс выплавки серебряной латуни для пайки пильных лент. Устанавливается соотношение между структурой и свойствами.

ДК 621.741.4.043:629.113–233.13

Прибил И. и *Плакхи И.:* **Отливка коленчатых валов автомобильных двигателей в полуметаллические вращающиеся формы.**

Metalurgia 18, (1966), № 6, стр. 319 – 325

Предлагаемый метод экономичен, значительно упрощает технологию формовки и обеспечивает получение деталей полностью лишенных дефектов.

ДК 621.785.066.6

Сучевяну Г. и *Минкевич А. Н.:* **Новые соляные ванны для низкотемпературной термохимической обработки.**

Metalurgia 18(1966), № 6, стр. 325 – 329

Для низкотемпературной термической обработки в результате исследований разработана смесь расплавленных солей из 55 % мочевины и 45 % кальцинированной соды, сочетание которых ведет к образованию щелочного цианата. Новая соляная ванна на основе мочевины и щелочного карбоната рекомендуется для любых видов низкотемпературной термохимической обработки: азотирование в соляных ваннах (мягкое азотирование), цианирование инструмента из быстрорежущей стали (при соответствующем разбавлении активного компонента) и для сульфоцианирования (с соответствующим добавлением слабоокисляющих сернистых соединений).

ДК 621.774.001.4

Шербан А.: **Напряжение труб под внутренним давлением при нормальной температуре.**

Metalurgia 18 (1966) № 6, стр. 329 – 332

Анализируется напряжение труб под внутренним давлением при нормальной температуре.

ДК 666.763.2

Петри Л., *Сабо А*, *Житя Беатрис*, *Драгоман И.*, *Поммер Эрна*, *Корняну А.* и *Иванов В.:* **Производство алюмосиликатного шамота с содержанием более 50 %Al_2O_3 и глиноземных огнеупорных изделий.**

Metalurgia 18 (1966) № 6, стр. 332 – 335

В статье рассматривается возможность производства алюмосиликатного шамота, содержащего более 50 % Al_2O_3, а также глиноземных огнеупорных изделий из него.

ДК 669.18.001.4 :543.42

Бенца М. и *Рыка И.:* **Использование спектрографа И. Г.С. — 2 для анализа стали на Хунедоарском металлургическом комбинате.**

Metalurgia 18, (1966) № 6, стр. 335 – 338

Приводится ряд результатов полученных при применении спектрального метода для анализа стали в лабораториях Хунедоарского металлургического комбината.

ДК 621.747.5

Грюнвальд Е.: **Очистка литья в расплаве щелочных солей.**

Metalurgia 18 (1966), № 6, стр. 338 – 343

Очистка литья в расплаве щелочных солей является способом скоростным и экономичным, по сравнению с обычно применяемым методом очистки.

ДК 669.14.002.2(09)

Бертюме И.: **Развитие и выпуск стали по странам мира.**

Metalurgia 18 (1966) № 6, стр. 343 – 347

В работах освещаются аспекты производства стали в мировом плане, причем дается оценка дальнейшего развития этого производства в будущий период.

ДК 621.762 :001.4

Дан Джеорджета и *Протопопеску Аурелия:* **Технология применяемая в порошковой металлургии.**

Metalurgia 18 (1966) № 6, стр. 348 – 349

INHALTSVERZEICHNIS

DK 362.749.3 :669.162.16

Barbu I., *Ştefănescu I.*, *Reinhorn Gabriela*, *Corciovei Emilia* und *Falk E.* : **Vergleichende Studie der Eigenschaften und der Zusammensetzung des Brikettkoks ICEM.**

Metalurgia 18 (1966), H. 6, S. 301–306

Es werden die Untersuchungen in bezug auf die Eigenschaften und die Struktur der verschiedenen, einem Studium unterzogegen koksarten (mechanische Festigkeit bei warm und kalt, Reaktivität der Koksstücke und des Kleinkoks, Porosität, Schichtpermeabilität) im Vergleich mit den beim ICEM-Hochofenkoks erzielten Untersuchungsergebnissen dargelegt.

DK 669.18.004.64 :621.824

Rău Al. und *Vacu Silvia* : **Beiträge zum Problem der Verbesserung der Produktion von Achsenstahl.**

Metalurgia 18 (1966), H. 6, S. 305–312

Auf Grund der Verfolgung des Erschmelzungsporzesses in zwei Werken, die Achsenstahl erzeugen, analysieren die Verfasser häufigere Makro- und Mikrofehler, die zu einem Ausschuss oder zum Bruch der Achsen während des Betriebs führen. Es werden die Ursachen dieser Fehler erläutert und die Notwendigkeit der Reinheit des Stahls unterstrichen.

DK 669.35′22 :621.93.023 :621.792.3

Gâdea Suzana, *Protopopescu M.*, *Meţianu I.* und *Moldoveanu D.* : **Silbermessing für das Löten der Sägeblätter.**

Metalurgia 18 (1966), H. 6, S. 313–318

Die Verfasser analysieren den Erschmelzungsprozess des Silbermessings für das Löten der Sägeblätter. Es wird das Verhältnis und die Wechselwirkung zwischen Struktur und Eigenschaften festgelegt.

DK 621.741.4.043 :629.113–233..13

Přibýl I. und *Plachy I.*: **Giessen von Kurbelwellen für Kraftwagenmotoren in Halbkokillen im Umkehrverfahren.**

Metalurgia 18 (1966), H. 6, S. 319–325

Das vorgeschlagene Verfahren ist wirtschaftlich, vereinfacht wesentlich die Formungstechnologie und ergibt fehlerfreie Gusstücke.

DK 621.785.066.6

Suceveanu Gh. und *Minkevici A. N.* : **Neue Salzbäder für thermochemische Behandlung bei niedriger Temperatur.**

Metalurgia 18 (1966), H. 6, S. 325–329

Für thermochemische Behandlungen bei niedriger Temperatur wurden nach einer Reihe Forschungen ein neues Gemisch geschmolzener Salze entwickelt, das aus 55 % Harnstoff und 45 % kalziniertem Soda besteht und aus deren Wechselwirkung das alkaline Zynat entsteht.

Das neue Salzbad auf Harnstoff-und alkaliner Karbonatbasis wird für alle thermochemischen Behandlungen bei niedriger Temperatur empfohlen : Nitrierhärtung im Salzbad (weiche Nitrierhärtung), Salzbadhärtung von Werkzeugen aus Schnellstahl (mit einer entsprechenden Verdünnung des aktiven Komponenten) und Sulfozynierung (mit entsprechendem Zusatz von unvollständig oxydierten Schwefelverbindungen).

DK 621.774.001.4

Şerban A. : **Innendruckbelastung der Rohre bei Normaltemperatur.**

Metalurgia 18 (1966), H. 6, S. 329–332

Es wird die durch Innendruck hervorgerufene Belastung der Rohre bei Normaltemperatur analysiert.

DK 666.763,2

Petri L., Szabo A., Jitea Beatrice, Dragoman I., Pommer Erna, Corneanu A. und *Ivaniov V.*: **Herstellung der Aluminium-Silikat-Schamotte mit über 50% Al_2O_3-Gehalt und der feuerfesten Tonerdeerzeugnisse.**

Metalurgia 18 (1966), H. 6, S. 332–335

Im Aufsatz wird die Herstellungsmöglichkeit von Aluminium-Silikat-Schamotte mit über 50% Al_2O_3 und der daraus gewonnenen feuerfesten Tonerdeerzeugnisse dargelegt.

DK 669.18.001.4 :543.42

Benţa M. und *Rică I.* : **Verwendung des P.G.S.-2 – Spektrographen für die Analyse der Stähle im Hüttenkombinat Hunedoara.**

Metalurgia 18 (1966), H. 6, S. 335–338

Es werden einige der Ergebnisse dargelegt, die durch die Anwendung der Spektralmethode bei der Analyse der Stähle in den Laboratorien des Hüttenkombinats Hunedoara erzielt wurden.

DK 621.747.5

Grünwald E. : **Reinigung der Gusstücke in einer Schmelze alkaliner Salze.**

Metalurgia 18 (1966), H. 6, S. 338–343

Das Reinigen der Gusstücke in einer Schmelze alkaliner Salze ist ein rasches (10–15 Minuten) und wirtschaftliches Verfahren im Vergleich zu den herkömmlichen Methoden.

DK 669.14.002.2(69)

Bertumé I. : **Entwicklung und Verteilung der Stahlproduktion auf Weltebene.**

Metalurgia 18(1966), H. 6, S. 343–347

Im vorliegenden Aufsatz werden Aspekte der Weltproduktion an Stahl dargelegt und die künftige Entwicklung dieses Industriezweigs eingeschätzt.

DK 621.762 :001.4

Dan Georgeta und *Protopopescu Aurelia* : **Fachausdrücke in der Pulvermetallurgie.**

Metalurgia 18(1966), H. 6, S. 348–349

CONTENTS

DC 662.749.3 :669.162.16

Barbu I., Ştefănescu I., Reinhorn Gabriela, Corciovei Emilia and *Falk E.* : **A comparative study of the characteristics and composition of the ICEM-type briquette coke.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 6, p. 301–305

The results are given of studies concerning the properties and structures of the different cokes studied (mechanical cold and hot resistance, reactivity per pieces and fine coke, porosity, layer permeability) as compared to those concerning the ICEM-type briquette coke for furnaces).

DC 669.18.004.64 :621.824

Rău Al. and *Vacu Silvia* : **Contributions to the improvement of axle steel production.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 6, p. 306–312

On the basis of observations concerning the steel making process in two axle-steel producing works, the authors analyse the frequent macro- and microscopical defects producing the rejection or service breaking of axles and explain the causes determining the occurrence of these defects, insisting on steel purity.

DC 669.35'22: 621.93.023 :621.792.3

Gâdea Suzana, *Protopopescu M.*, *Mețianu I.* and *Moldoveanu D.* : **Silver brasses for sticking saw blades.**

Metalurgia 18(1966), nr. 6, p. 313–318

The paper analyses the elaboration process of the silvert brasses for sticking saw blades. A correlation is established between the structure and the properties.

DC 621.741.4.043:629.113–233.13

Přibýl I. and Plachy I. : **The casting of crankshafts for motor-car engines in semi ingot moulds by the reversible method.**

Metalurgia 18(1966), nr. 6, p. 319–325

The method suggested is economical and substantially simplifies the formation technology leading to the obtention of defectless pieces.

DC 621.785.066.6

Suceveanu Gh. and *Minkevici A. N.* : **New salt bathes for thermochemical treatments at low temperatures.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 6, p. 325–329

A new mixture of melted salts from 55 % urea and 45 % calcined soda from which the alkaline cyanate results has been worked out for the low temperature thermochemical treatments. The new salt bath based on urea and alkaline carbonate is recommended for all the low-temperature thermochemical treatments, i.e. nitriding in salt bathes (soft nitriding), cyaniding of rapid steel tools (with an adequate dilution of the active component) and for the sulphocyaniding (with the proper addition of insufficiently oxydating sulphur compounds).

DC 621.774.001.4

Șerban A. : **The tube stresses under the internal pressure at normal temperature.**

Metalurgia 18(1966), nr. 6, p. 329–332

The tube stresses under the internal pressure at normal temperature are analysed.

DC 669.763,2

Petri L., *Szabo A.*, *Jitea Beatrice*, *Dragoman I.*, *Pommer Erna*, *Corneanu A.* and *Ivaniov V.* : **The fabrication of the silico-aluminous chamotte with more than 50 % Al_2O_3 and of the aluminous refractory products.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 6, p. 332–335

The possibility of manufacturing the silico-aluminous chamotte with more than 50 % Al_2O_3 and of the aluminous refractory goods obtained there of is discussed.

DC 669. 18. 001. 4 : 543. 42

Bența M. and *Rică I.* : **The utilization of the P.G.S.-2 spectrograph for the analysis of steels at the Hunedoara Siderurgical Combine.**

Metalurgia 18(1966), nr. 6, p. 335–338

The results obtained by aplying the spectral method to the analysis of steels in the laboratories of the Hunedoara Siderurgical Combine are presented.

DC 621. 747. 5

Grünwald F. : **The cleaning of castings in alkaline salt melting.**

Metalurgia 18 (1966), nr.6, p. 338–343

The cleaning of castings in alkaline salt melting in a rapid (10—15 min) and economical method as compared to the clasical method.

DC 669. 14. 002. 2 (09)

Bertumé I. : **The development and distribution of the steel production in the world.**

Metalurgia 18 (1966), nr.6, p. 343–347

Several aspects of the world steel production are presented and some appreciations concerning its future development are included.

DC 621. 762 : 001.4

Dan Georgeta and *Protopopescu Aurelia* : **Terms used in the field of powder metallurgy.**

Metalurgia 18 (1966), nr.6, p. 348–349

METALURGIA

ANUL 18
Nr. 6
IUNIE
1966
BUCUREȘTI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ȘI AL CONSILIULUI NAȚIONAL AL INGINERILOR
ȘI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

STUDII ŞI CERCETĂRI

CZ 662.749.3 :669.162.16

Studiul comparativ al caracteristicilor și compoziției cocsului brichete ICEM *

Ing. I. BARBU, dr. ing. I. ȘTEFĂNESCU, chim. GABRIELA REINHORN,
ing. EMILIA CORCIOVEI și ing. E. FALK
Institutul de cercetări metalurgice

Punerea la punct a unui nou proces tehnologic de fabricare a cocsului brichete din cărbuni necocsificabili, pe baza tehnologiei stabilite la ICEM, a pus problema studierii în paralel a proprietăților acestui cocs și ale unor cocsuri clasice de furnal. Aceasta, pentru a se lămuri posibilitățile de înlocuire a cocsului utilizat pînă astăzi, în așa fel încît încercările și folosirea în furnal a cocsului brichete să se poată baza pe date preliminare de caracteristici comparabile.

Cocsul brichete produs, urmînd a fi folosit la elaborarea fontei în furnal, a fost încercat la diferite probe chimice, fizice, fizico-chimice și fizico-mecanice, caracteristice cocsului clasic.

În tabela 1 sînt date compozițiile elementare ale probelor de cocs studiate și analiza tehnică a acestora.

Conținutul de sulf mai ridicat al cocsului brichete ICEM este determinat de conținutul ridicat de sulf al zăcămintelor de cărbuni din țară. Acest fenomen se resimte și în compoziția cocsului clasic produs la Combinatul siderurgic — Hunedoara, deși la fabricația acestuia se utilizează circa 40% cărbuni din import, cu conținut redus de sulf. Utilizarea în rețetă a unor componenți necocsificabili cu sulf și cenușă redusă îmbunătățește calitatea și la cocsul brichete. Datele din tabela 1 arată că la acest cocs, cu compoziție îmbunătățită, procentul de sulf și cenușă scade de la 2,27 la 2,00% și respectiv de la 13,45 la 11,35%, concomitent cu o creștere a carbonului fix de la 85,8 la 86,4%.

Tabela 1

Caracteristici	Cocs clasic — C.S.H.	Cocs clasic — U.R.S.S.	Cocs clasic — R.S.C.S.	Cocs brichete — ICEM	Cocs brichete ICEM (cu compoziție chimică îmbunătățită)
Compoziția elementară, % :					
$-\mathrm{C}^{\text{mç}}$	95,314 ± 0,559	96,466 ± 0,114	95,982 ± 0,420	96,176 ± 0,068	(—)
$-\mathrm{H}^{\text{mç}}$	0,504 ± 0,137	0,510 ± 0,028	0,760 ± 0,130	0,518 ± 0,048	(—)
$-(\mathrm{O}+\mathrm{N})^{\text{mç}}$	1,078 ± 0.392	0,532 ± 0,135	1,906 ± 0,249	0,652 ± 0,059	(—)
$-\mathrm{S}_t^{mc}$	2,428 ± 0,060	2,152 ± 0,057	1,089 ± 0,032	2,650 ± 0,028	(—)
Analiza tehnică, % :					
$-\mathrm{V}^{anh}$	1,172 ± 0,177	0,650 ± 0,071	1,052 ± 0,030	0,708 ± 0,214	1,290 ± 0,450
$-\mathrm{A}^{anh}$	13,368 ± 0,194	10,164 ± 0,327	12,964 ± 0,385	13,456 ± 0,176	11,250 ± 1,780
$-\mathrm{C}_{fix}^{anh}$	85,46	89,19	86,00	85,83	86,46
$-\mathrm{S}_t^{anh}$	2,144 ± 0,041	1,852 ± 0,024	0,864 ± 0,036	2,272 ± 0,031	2,00
—Porozitate	42	49	43	43	(—)

---

* Difracția în raze X a fost studiată de fiz. L. Staicu, iar la celelalte lucrări au mai colaborat ing. Gh. Costinescu, ing. Ileana Enescu, chim. Paula Grigorescu, chim. Rașela Hirsch, ing. C. Novac de la Institutul de cercetări metalurgice și chim. V. Stezar de la uzinele „Victoria"—Călan.

Întrucît materiei prime folosite la fabricarea cocsului brichete nu i se impun condiţii riguroase în ceea ce priveşte însuşirile de cocsificare, se creează posibilitatea utilizării unei game foarte largi de cărbuni necocsificabili, cărora li se pot pune condiţii mai severe în ceea ce priveşte analiza chimică, reglîndu-se prin aceasta procentul de sulf şi cenuşă în cocsul brichete obţinut.

Reactivitatea probelor de cocs a fost cercetată prin metodele Koppers, internaţională şi „în bucată” [1], [2], [3], [4], [5], [6], [7] şi [8]. Datele obţinute sînt prezentate în tabela 2 şi în figura 1 (reactivitatea fiind calculată după formula $R = \frac{CO \cdot 100}{CO_2 + 1/2\, CO}$, şi prin modificarea procentului de cenuşă).

Tabela 2

	Cocs clasic — C.S.H.	Cocs clasic — U.R.S.S.	Cocs clasic — R.S.C.S.	Cocs brichete — ICEM	Mangal
Metoda Koppers :					
— R	62	35	34	78	156
— Ardere, %	14,6	12,0	10,0	20,2	(—)
Metoda internaţională :					
— R	51	35	28	66	178
— Ardere, %	31,0	22,5	26,5	43,9	(—)
Metoda „în bucată”					
— R	23	11	13	33	130
— Ardere, %	7,63	f. mică	4,84	8.25	(—)

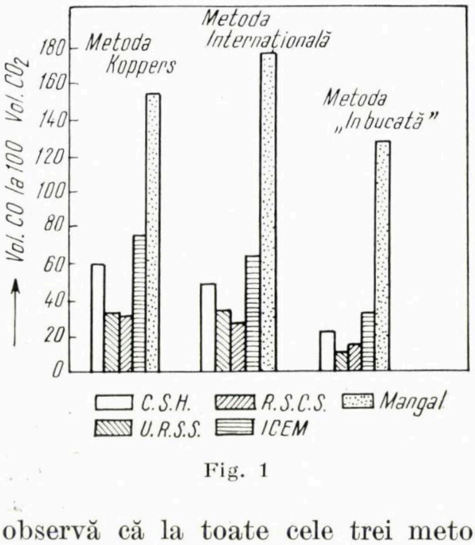
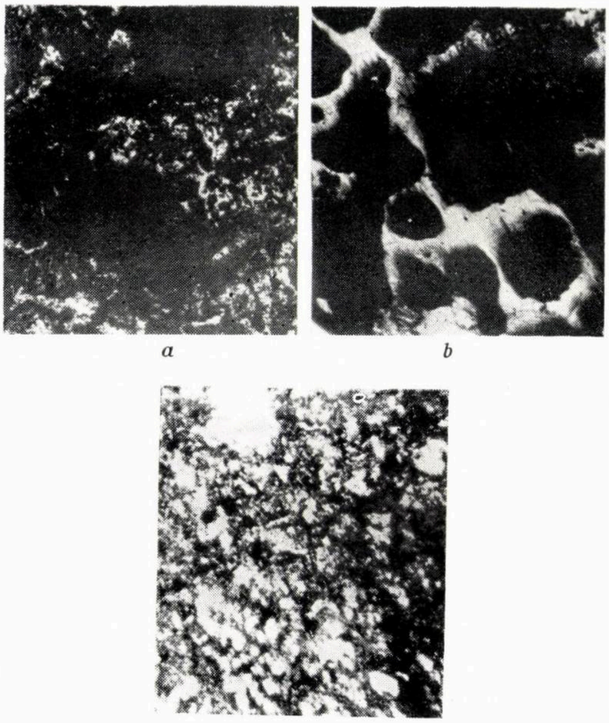


Fig. 1

Se observă că la toate cele trei metode se obţine acelaşi sens de variaţie a valorilor reactivităţii pentru diferitele probe.

Deşi reactivitatea cocsului brichete ICEM este mai mare decît a probelor de cocs clasic, acţiunea acestei caracteristici asupra proceselor ce au loc în furnal poate fi influenţată prin utilizarea cocsului brichete de format mai mare, căci, după cum arată valorile din tabelă, reactivitatea „în bucată” (ca procent de ardere) apropie valorile reactivităţii cocsului brichete ICEM de cele ale cocsului clasic C.S.H.



a *b*

c

Fig. 2

Compararea reactivităţilor cocsului brichete ICEM şi a cocsului clasic C.S.H. cu reactivităţile celorlalte cocsuri clasice arată că aceasta depinde, în primul rînd, de caracterul materiei prime folosite (de aceeaşi „vîrstă geologică” atît la C.S.H. cît şi la cocsul brichete) şi că nu are legătură directă cu porozitatea totală, care face abstracţie de dimensiunile porilor, şi nici cu tehnologia de fabricaţie, care diferă.

Pentru a se lămuri asemănarea structurii probelor studiate s-a cercetat structura microscopică (×32) a cocsului brichete ICEM (fig. 2, *a*) comparativ cu cocsul clasic (fig. 2, *b*).

Se observă diferenţele ce există în mărimea porilor, ceea ce poate explica, într-o anumită măsură, diferenţa de reactivitate (78 la 34) a celor două cocsuri (microporozitate la cocsul brichete, pori mari la cocsul clasic).

Încă o cale prin care s-a comparat structura cocsului brichete ICEM de furnal cu structura cocsului clasic a fost studierea spectrelor de difracţie Debye-Scherer [9], [10] şi [11] (fig. 3, curbele *a* şi *b*), care arată o mare asemănare.

În figura 2, *c* se prezintă microstructura cocsului brichete tip Lauchhammer produs în R.D.G., iar în figura 3, curba *c*, diagrama imaginii de difracţie a aceluiaşi cocs. Este evident că, în timp ce la cocsul brichete ICEM structura reprezintă o topitură asemănătoare cu cea a cocsului clasic, diferită de aceasta numai prin mărimea porilor, la cocsul tip Lauchhammer nu există

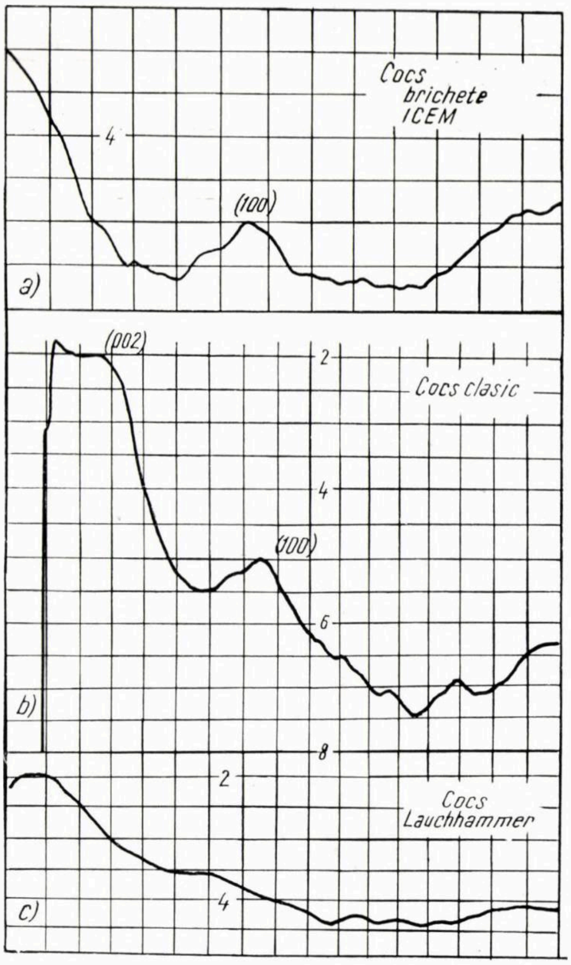


Fig. 3

material de topitură, cocsul păstrînd caracterul de material aglomerat (împîslit) al brichetelor crude [12].

De altfel, nici imaginea de difracţie a cocsului tip Lauchhammer nu prezintă tendinţă de ordonare şi de creştere a dimensiunilor reţelei, deşi temperatura de cocsificare realizată a fost cea normală, de 1 273°K, ceea ce arată că grafitarea reţelelor de carbon din cocsuri nu depinde numai de temperatură ci şi de caracterul materiei prime, de trecerea acesteia prin fazele de aglutinare şi cocsificare care contribuie la reordonarea şi orientarea reciprocă a reţelelor de carbon, fenomen care poate fi corelat şi cu conţinutul mai ridicat de oxigen în cărbunele iniţial, care împiedică reordonarea reţelelor de carbon.

Întrucît practica exploatării furnalelor a arătat că, în afară de caracteristicile chimice şi fizice, mersul furnalului este influenţat şi de caracteristicile fizico-mecanice ale cocsului folosit, s-a trecut la studierea rezistenţei mecanice, a granulaţiei şi a greutăţii volumetrice a probelor de cocs.

Pentru determinarea rezistenţei s-au folosit în paralel mai multe metode, pentru a obţine o similitudine mai mare cu solicitările din furnal [2], [13], [14], [15], [16], [17], [18], [19].

S-au determinat : rezistenţa la toba MICUM (tabela 3) paralel cu rezistenţele la toba Nedelman (tabela 4) şi metoda solicitărilor repetate la toba MICUM (tabela 5). Datele obţinute la aceste probe arată că cocsurile clasice şi cocsul brichete ICEM rămîn cam la acelaşi ordin de mărime a indicilor obţinuţi.

Tabela 3

	Cocs clasic – C.S.H.	Cocs clasic – U.R.S.S.	Cocs clasic – R.S.C.S.	Cocs brichete – ICEM	Cocs brichete ICEM – 1964*	Cocs brichete ICEM – 1965*
+40 mm(%)	77,7	82,8	75,1	76,4	70,0	73,5
40–20mm (%)	16,8	9,8	11,9	11,1	(–)	(–)
20–10 mm (%)	1,5	1,1	2,9	3,1	(–)	(–)
–10 mm (%)	4,0	6,3	10,1	9,4	8,0	8,2

* Valori medii anuale

Metoda IRSID nu dă o diferenţiere mai mare a diferitelor probe de cocs (tabela 6).

Deşi aceste metode dau o imagine mai completă asupra rezistenţei, prin solicitarea mai intensă a materialului supus cercetării, totuşi nici ele nu pot răspunde în privinţa comportării cocsurilor la solicitări mecanice la temperaturi înalte şi deci nu pot avea o asemănare directă cu solicitările din furnal.

Din acest motiv s-a pus la punct o metodă de determinare a rezistenţei atît pe probe de cocs reci, cît şi pe probe de cocs încălzite la 1 273°K (tabela 7).

Tabela 4

	Cocs clasic – C.S.H.	Cocs clasic – U.R.S.S.	Cocs clasic – R.S.C.S.	Cocs brichete – ICEM
+ 10 mm (%)	87,78 ± 0,343	86,00 ± 0,300	84,75 ± 1,302	85,27 ± 1,545
10–1 mm (%)	4,44 ± 0,618	4,46 ± 0,845	6,49 ± 1,169	4,69 ± 1,172
–1 mm (%)	8,09 ± 0,600	9,54 ± 0,450	8,77 ± 0,950	10,05 ± 0,900

Tabela 5

Material / ture	50	100	200	300	400	500	600	700	800	900	1000
	+40/−10, în %, la număr diferit de ture										
Cocs clasic — C.S.H.	87,1	77,7	69,5	66,2	60,9	49,3	44,6	43,6	31,0	29,8	26,1
	2,2	4,0	8,7	12,2	14,8	18,9	21,6	21,9	25,4	28,5	29,6
Cocs clasic — U.R.S.S.	96,8	82,8	75,1	71,0	65,5	59,8	51,0	50,2	44,2	39,0	36,2
	1,6	6,3	11,8	11,7	19,2	23,5	26,6	29,4	31,5	36,1	38,1
Cocs clasic — R.S.C.S.	81,8	75,1	61,8	53,9	49,5	45,7	41,4	36,7	34,5	31,6	30,0
	5,5	10,1	16,2	21,1	24,6	26,4	32,0	34,3	36,8	39,0	41,4
Cocs brichete — ICEM	87,3	76,4	62,7	53,8	47,6	43,4	36,8	31,8	28,2	25,6	21,0
	4,6	9,4	16,6	21,7	23,8	31,0	33,2	36,6	39,6	41,9	44,0

În figura 4 sînt prezentate grafic rezultatele obținute.

În ceea ce privește rezistența cocsului brichete ICEM este semnificativă creșterea rezistenței acestuia prin manipulările inerente transportului, după cum rezultă din datele prezentate în tabela 8, comparativ cu cocsul clasic.

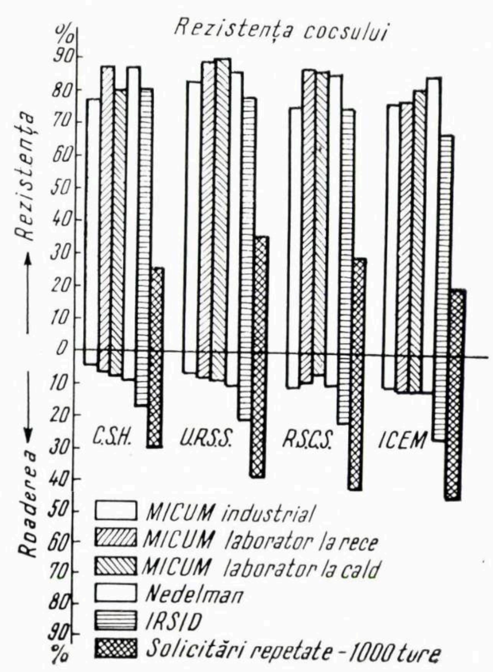


Fig. 4

Granulațiile probelor cercetate sînt prezentate în tabela 9, iar granulațiile cocsurilor încărcate în furnal, în tabela 10.

În tabela 11 sînt prezentate greutățile volumetrice ale acelorași cocsuri.

Aceste date infirmă părerile privind o influență hotărîtoare a greutății volumetrice asupra comportării cocsului în furnal întrucît cocsuri cu greutăți volumetrice mult diferite (508 și 616) au fost echivalente la folosirea în furnal.

Tabela 6

Material	+ 20 mm, %	− 10 mm, %
Cocs clasic — C.S.H.	80,5	16,6
Cocs clasic — U.R.S.S.	77,9	19,5
Cocs clasic — R.S.C.S.	75,1	20,7
Cocs brichete — ICEM	68,2	24,9

Tabela 7

	Cocs clasic — C.S.H.	Cocs clasic — U.R.S.S.	Cocs clasic — R.S.C.S	Cocs brichete — I.C.E.M.
Rezistență la rece, %:				
+25 mm	87,32	89,06	87,04	76,83
25—10 mm	6,42	4,01	4,99	12,87
−10 mm	6,26	6,93	7,97	10,30
Rezistență la cald, %:				
+25 mm	80,10	89,8	86,15	81,15
25—10 mm	13,11	2,59	8,24	8,50
−10 mm	6,79	7,63	5,61	10,35
Pierdere în greutate, %:	4,35	4,67	4,57	6,75
Modificare: + 25 mm, %:	−8,28	0,83	−1,02	5,63
−10 mm, %:	8,5	10,1	29,20	0,48

Pentru studierea cocsurilor din punct de vedere al rezistențelor hidrodinamice, respectiv al „permeabilității în strat” [17] s-a folosit o coloană de laborator cu diametrul de 234 mm și în care înălțimea stratului de cocs a fost de 2 000 mm, la care s-a măsurat pierderea de presiune la diferite debite de aer insuflat (tabela 12). Cele două formate diferite ale cocsului brichete ICEM arată influența mărimii bucăților de cocs asupra permeabilității coloanei de material; la o creștere a volumului bucăților de 2,5 ori, de la formatul II la formatul III, permeabilitatea în strat crește la dublu și ajunge la același ordin de mărime cu permeabilitatea în strat a cocsurilor clasice.

.*Tabela 8*

	Expediție Cocs brichete — ICEM		Încărcare în furnal			
			Cocs brichete — ICEM		Cocs clasic — C.S.H.	
	M_{40}, %	M_{10}, %	M_{40}, %	M_{10}, %	M_{40}, %	M_{10}, %
1964*	70,0	8,0	75,2	7,2	71,7	5,6
1965*	73,5	8,2	77,0	7,6	73,0	6,0

* Valori medii.

Tabela 9

	Cocs clasic — C.S.H.	Cocs clasic — U.R.S.S.	Cocs clasic — R.S.C.S	Cocs brichete — ICEM
Fracțiune, %:				
+80 mm	—	—	17,8	—
80—60 mm	50,0	46,7	68,8	68,2
60—40 mm	46,1	48,1	21,1	29,2
—40 mm	3,9	5,2	1,3	2,6

Tabela 11

Greutatea volumetrică, kg/m³							
Cocsuri studiate (probe cu granulație + 40 mm)				Cocsuri utilizate la furnal			
				1964		1965	
C.S.H.	U.R.S.S.	R.S.C.S.	Cocs brichete ICEM — 1964	C.S.H.	ICEM	C.S.H.	ICEM
440 ± 1,05	419 ± 0,92	452 ± 0,90	501 ± 0,54	443	544	508	616

Pentru a exprima cifric pe baza datelor studiate valoarea comparativă a diferitelor cocsuri, se propune folosirea datelor obținute prin metoda IRSID, corelate cu valorile permeabilității în strat, reactivității, carbonului fix și greutății volumetrice.

Acest indice se propune a avea următoarea formă:

$$V_K = 2a_I - b_I - \frac{R}{10} + \frac{10^5}{\Delta_p} + \frac{C_{fix}}{2} - \frac{d}{10},$$

în care:

$a_I = I_{20}$; $b_I = I_{10}$; R — reactivitatea $\left(\frac{CO \cdot 100}{CO_2 + 1/2\,CO}\right)$, determinată prin metoda internațională; Δ_p — pierderea de presiune în coloană de $h = 2\,000$ mm și $\varnothing = 234$ mm, la un debit de aer de 200 m³/h; d — greutatea volumetrică, kg/m².

Cocsurile studiate capătă după această formulă următoarele valori: cocs clasic C.S.H. — 169,6; cocs clasic U.R.S.S.—154,2; cocs clasic R.S.C.S. — 158,3; cocs brichete ICEM (format III) — 123,7; cocs brichete ICEM (format II) — 105,9.

Datele prezentate privind caracteristicile chimice, fizice, fizico-chimice și fizico-mecanice ale cocsului brichete ICEM arată că acesta are o calitate echivalentă cu cocsul clasic, putînd fi folosit în locul acestuia, indicele de valoare al cocsului brichete ICEM fiind foarte apropiat de cel al cocsurilor clasice, după cum a arătat și folosirea în furnal.

Tabela 10

	Cocs clasic — C.S.H. 1964	Cocs brichete — ICEM 1964	Cocs clasic — C.S.H. 1965	Cocs brichete — ICEM 1965
Fracțiune, %:				
+ 80 mm	5,9	0,9	12,0	16,0
80—40 mm	72,1	80,7	64,0	56,0
40—25 mm	18,9	14,2	17,0	21,0
—25 mm	3,1	4,2	7,0	7,0

Tabela 12

	Cocs clasic — C.S.H.	Cocs clasic — U.R.S.S.	Cocs clasic — R.S.C.S.	Cocs brichete — ICEM	
				format II	format III
Pierderea de presiune Δ_p, N/m² — (mm col. apă)	442 (45,0)	530 (54,0)	308 (31,5)	697 (71,0)	377 (38,5)
Permeabilitatea $\frac{10^5}{\Delta_p}$	22,7	18,9	32,4	14,4	26,6

BIBLIOGRAFIE

[1] Szpilewicz A. *Cocs w procesie wielkopiecowym.* Katovice, 1962.

[2] Holzhey J. *Vergleichende Betrachtungen über das metallurgische Verhalten des Braunkohlen Hochtemperaturkokss.* Freiberger Fors chungshefte, B13, 1957.

[3] Guérin H. *Le problème de la réactivité des combustibles solides.* Paris, Dunod, 1945.

[4] Boyer A. F., Durand G. și Payen P. *La réactivité des cokes.* Chimie et industrie, vol. 80, nr. 3, 1958, p. 220—233.

[5] Peters W. și Lask W. *Gas und Wärmetransport bei der Vergasung von Elektrodenkoksstücken.* Brennstoff-Chemie, B 42, nr. 3, 1961, p. 84—90.

[6] Peters W. şi Langhoff J. *Reaktionsfähigkeit und innere Struktur von Formkoks während des Abbrandes im Kupolofen.* Brennstoff-Chemie, B44, nr. 2, 1963, p. 43—48.

[7] Koch K. A. şi Peters W. *Messung der Reaktionsfähigkeit und koksschüttungen technischer Stückgrosse. Die Trommelfestigkeit nach Teilvergasung.* Brennstoff-Chemie, B44, nr. 12, 1963, p. 383—387.

[8] Bastick M. *Développement de la microporosité pendant la gazeification.* Bull. Soc. Chim., nr. 7, 1957, p. 916—922.

[9] Guinier A. *Théorie et Téchnique de la Radiocristallographie.* Paris, Dunod, 1956.

[10] Barbu I., Ştefănescu I., Voinea Irina, Corciovei Emilia, Hirsch Raşela, Reinhorn Gabriela, Enescu Ileana, Bratu I. şi Manea F. *Studii privind fabricarea şi structura cocsului brichete.* Cercetări Metalurgice şi Miniere, Bucureşti, Editura tehnică, 1961, p. 250—270.

[11] Fialkov A. S. *Formirovanie structuri i svoistv uglegrafitovih materialov.* Moscova, Izdatelstvo Metallurghia, 1965.

[12] Barbu I., Enescu Ileana şi Cîndea V. *Cîteva probleme privind structura cocsului şi întărirea lianţilor în procedeul oxidant termochimic.* Bucureşti, Metalurgia, nr. 5, 1964.

[13] Mott R. A. şi Wheeler R. W. Coke quality. Londra, 1938.

[14] Mott R. A. şi Wheeler R. W. Coke for last furnaces, Londra, 1930.

[15] Sîskov K. I. *Teoria provedenia koksa v domenom protese.* Moscova, Leningrad, 1949.

[16] Ulmo J., Thibaut Ch., Vigneron P. şi Gilband M. *Etude statistique de la dispersion de l'essai MICUM et de l'essai IRSID des cokes.* Revue de Métallurgie, nr. 12, 1954, p. 869—894.

[17] Dahme A. *Auswertung von Trommelversuchen zur Kennzeichnung der koksfestigkeit.* Glückauf 95, nr. 11, 1959, p. 680—687.

[18] Holzhey J. *Anforderungen des Hochofenbetriebes an den metallurgischen Koks.* Freiberger Forschungshefte, A 140, 1960, p. 25—46.

[19] Smolianinova N., Kaplin A. şi Vasileva L. *Isledovanie procinosti koksa v goriacemsostaianii.* Koks i Himia, nr. 5, 1961, p. 25—28.

CZ 668.18-004.64: 621.824

Contribuţii la problema îmbunătăţirii producţiei oţelului pentru osii[*]

Prof. ing. AL. RĂU şi dr. ing. SILVIA VACU
Institutul politehnic „Gh. Gheorghiu-Dej" — Bucureşti

Proporţia încă mare de rebut, care se mai înregistrează la oţelul pentru osii, datorită în cea mai mare măsură incluziunilor nemetalice şi crăpăturilor care apar pe feţele şi muchiile blumurilor impune studierea tehnologiei de elaborare şi turnare a acestui oţel, în vederea descoperirii şi înlăturării cauzelor care duc la apariţia acestor defecte. Rezultatele unor asemenea studii trebuie să stea la baza stabilirii unui proces tehnologic de elaborare şi turnare a oţelului de osii, astfel încît să se reducă proporţia de rebut, să se producă oţel care să respecte prescripţiile U.I.C.[**] şi să se mărească rezistenţa la oboseală a acestui oţel.

Rezistenţa la oboseală este puternic afectată de prezenţa incluziunilor nemetalice de orice natură (zgură, şamotă, produse de reacţie), ele reprezentînd discontinuităţi în masa metalică. La solicitări alternative, cu frecvenţă mare şi a căror intensitate variază de la zero la o valoare maximă (aşa cum este cazul osiilor care se rotesc şi sînt supuse la încovoiere şi răsucire), lîngă discontinuităţi se produc tensiuni care îşi schimbă des sensul şi dau naştere la deformaţii plastice, în urma cărora se produc transformări structurale locale, cu apariţie de ferită ecruisată şi cementită liberă. Prin urmare lingoul de oţel, pentru fabricarea osiilor (oţel de calitate cu circa 0,35% C), trebuie să fie curat în ceea ce priveşte conţinutul de incluziuni nemetalice şi de gaze, să fie compact şi cît mai omogen din punct de vedere chimic şi structural şi să aibă suprafaţă sănătoasă. În stadiul actual, nefiind satisfăcute în suficientă măsură aceste condiţii, procentul de rebut şi comportarea osiilor nu sînt constant satisfăcătoare.

La uzina A, osiile s-au forjat din blumuri sau direct din lingouri. Oţelul s-a elaborat în cuptoare Martin de 60 t capacitate, după procedeul fier vechi—fontă. Limitele între care au variat compoziţia şi caracteristicile mecanice (în stare recoaptă la 640 — 660°C) sînt date în tabela 1.

După cum se vede din tabelă, caracteristicile mecanice prescrise de STAS 880—60 sînt satisfăcute parţial, cu observaţia că, pentru a se obţine alungirea prescrisă ($\delta = 18 - 22\%$), recoacerea s-a făcut pentru rezistenţa la limita inferioară prescrisă ($\sigma_r = 48 - 52$ kgf/mm^2), ceea ce explică numeroasele cazuri cînd se obţin valori de rezistenţă sub limită, fapt care face necesară repetarea şi adaptarea tratamentului termic (normalizarea și chiar călire în ulei) pentru a se obține valori în limite. În acest caz, se poate spune că alungirea (prescrisă și realizată) este prea mică în raport cu σ_r și că valorile pentru σ_r și δ nu corespund pentru un oțel de calitate (coeficientul de calitate după U.I.C. variază între 99,0 și 130,25). Afirmația aceasta este justificată și de variația în limite mari a valorilor obținute pentru reziliență*, gîtuire** și pentru raportul $\sigma_c : \sigma_r$, ceea ce indică o tehnologie de elaborare insuficient stăpînită și deci de multe ori necorespunzătoare, fapt confirmat și de următoarele constatări :

---

[*] Lucrare comunicată la sesiunea ştiinţifică, anul 1966.

[**] U.I.C. prescrie pe lîngă probele mecanice obişnuite (σ_r, σ_c, δ, ψ, K) puritatea, coeficientul de calitate ($\sigma_r + 2{,}5\ \delta$) care trebuie să fie de min. 110 în stare normalizată şi de min. 113 în stare îmbunătăţită, precum şi modul de luare a probelor din semifabricat [1].

Tabela 1

Compoziție chimică, %					Caracteristicile mecanice					
C	Si	Mn	P	S	σ_r, kgf/mm²	σ_c, kgf/mm²	$\sigma_c : \sigma_r$	δ, %	ψ, %	k_l, kgfm/cm²
0,30–0,39	0,12–0,20	0,60–0,75	0,015–0,035	0,015–0,035	46,5–51,5	27,5–31,5	0,43–0,68	21,0–23,5	47,5–60,0	4,5–12,0

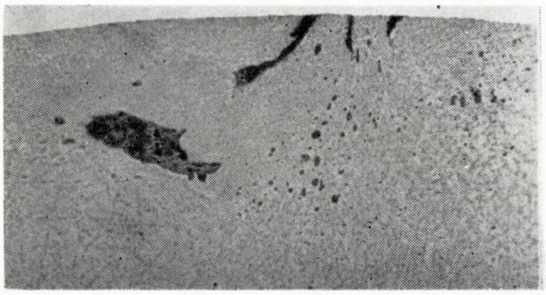


Fig. 1

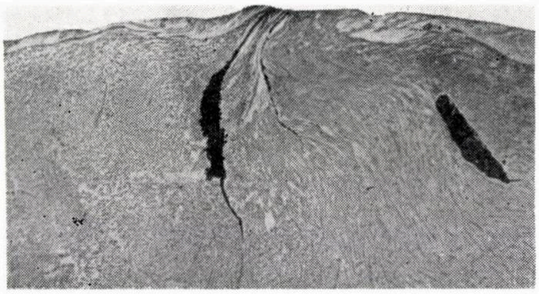


Fig. 2

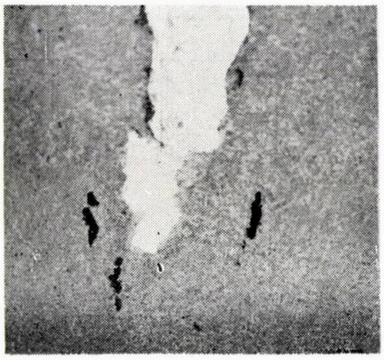


Fig. 3

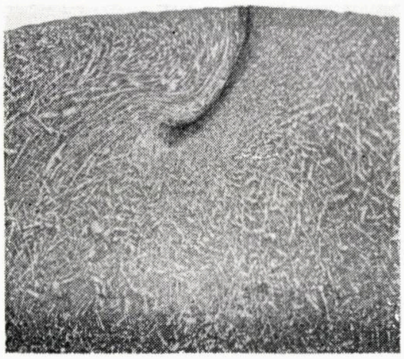


Fig. 4

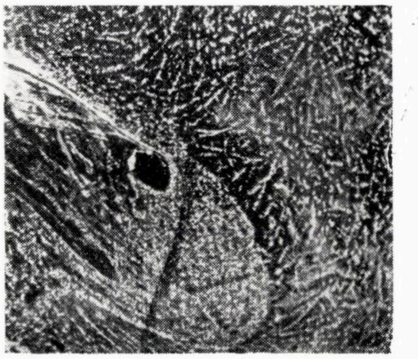


Fig. 5

— conținut de siliciu scăzut, ca urmare a arderii puternice a siliciului în oala de turnare și de la un pod de turnare la altul prin oxidarea secundară ;

— apariția de crăpături la laminare, pe fețele și pe muchiile blumurilor, ceea ce indică oțel impur.

În aceste condiții, proporția de rebut, în uzină, a variat în limite foarte mari, între 2,0 și 47,5 %pe șarje, valorile mai mari (12 — 47,5%) corespunzînd șarjelor la care dezoxidarea s-a făcut cu feromangan, în cuptor, și cu ferosiliciu, în oala de turnare. La șarjele la care elaborarea și dezoxidarea s-au făcut corect și s-a completat dezoxidarea cu aluminiu, rebutul nu a depășit 7,5%.

Zonele cu defecte, care au determinat rebutarea osiilor, prezentau îngrămădiri grosolane de incluziuni nemetalice, precum și sufluri, crăpături, suprapuneri, cute și pete albicioase în partea marginală a osiilor (fig. 1 : zgură și defecte superficiale, × 50 ; fig. 2 : sulfură și cute, × 50 ; fig. 3 : crăpătură și goluri cu incluziuni, × 3 ; fig. 4: suprapunere la forjare ; fig. 5 : cută cu fisură într-o regiune defectă, × 75).

Aceste osii au provenit din lingouri turnate în condiții necorespunzătoare, și anume, din oțel rece, vîscos (deci cu multe impurități în suspensie), care urcă în lingotieră cu crustă solidă pe suprafață. La aceasta se adaugă funcționarea necorespunzătoare a orificiului de turnare (adeseori s-a deschis cu oxigen).

---

* Cea mai importantă caracteristică pentru calitate, care oglindește puritatea (incluziuni nemetalice și gaze), mărimea grăuntelui de austenită, coroiajul, greșelile de tratamente termice.

** Indică cel mai bine omogenitatea, deci caracterizează elaborarea.

Prin studierea microscopică a unor probe luate din osiile rebutate s-au găsit zone cu numeroase incluziuni de zgură rămasă emulsionată în oțelul rece și vîscos (fig.6, ×100) ; cele mai multe însă conțineau incluziuni de silicați plastici (fig. 7, × 100) sau silicați plastici și oxizi (fig. 8, × 100). În zona corespunzătoare părții centrale a lingoului se găseau numeroase incluziuni sulfidice (fig. 9, ×100).

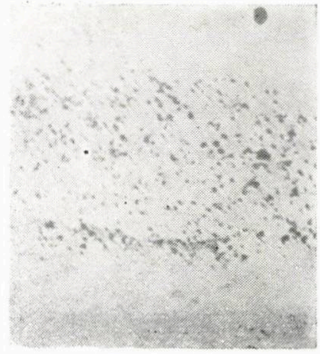


Fig. 6

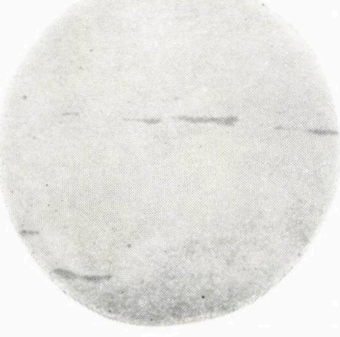


Fig. 7

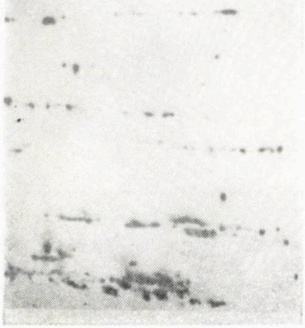


Fig. 8

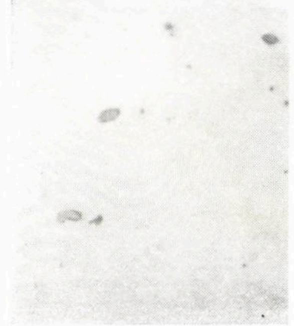


Fig. 9

Constatările microscopice concordă cu determinările cantitative ale incluziunilor, prin separare electrolitică și analiză chimică. În tabela 2 se prezintă conținutul de incluziuni nemetalice la două șarje, studiate pe probele medii luate din oala de turnare.

Tabela 2

Nr. șarjei	Incluziuni stabile, %					Incluziuni nestabile, %			Total, %
	FeO	MnO	SiO_2	Al_2O_3	Suma	FeO	MnO	Suma	
1 A	0,0008	0,0015	0,0135	0,0095	0,0253	0,0088	0,0165	0,0253	0,0506
2 A	0,0092	0,0024	0,0166	0,0118	0,0400	0,0569	0,0144	0,0713	0,1113

Conținutul de incluziuni nemetalice determinat pe probe luate din zona mediană a rupturii unei osii a fost de 0,0520% (0,0188% stabile și 0,0332% nestabile), compoziția chimică a acestor incluziuni fiind dată în tabela 3.

Tabela 3

Componentul	SiO_2	Al_2O_3	FeO	MnO	Total
Incluziuni stabile, %	35,60	41,55	17,00	5,85	100,00
Incluziuni totale, %	12,90	15,00	53,50	18,60	100,00

În primă aproximație se poate admite că incluziunile nemetalice stabile, care constau mai ales din Al_2O_3 și SiO_2, sînt formate din silicați complecși, aluminați și alumină liberă. Aceste incluziuni nemetalice, caracteristice dezoxidării cu mangan și siliciu (cu adaos mic de aluminiu), se topesc la temperaturi înalte și se depun sub formă de cristale la solidificarea oțelului, din care se îndepărtează greu.

Incluziunile nemetalice nestabile, al căror conținut depășește mult pe al celor stabile, constau în majoritate din FeO și numai puțin MnO. Atît aceste constatări, cît și prezența unei proporții mari de incluziuni sulfidice, întăresc și afirmația, făcută pe baza interpretării rezultatelor încercărilor mecanice, că oțelul nu este de calitate, datorită unui cumul de abateri de la regulile proceselor de elaborare. Prezența incluziunilor nemetalice în cantități mari influențează defavorabil structura oțelului și explică variațiile mari ale valorilor proprietăților mecanice și rezistența nesatisfăcătoare a osiilor la oboseală.

La uzina B, oțelul pentru osii se elaborează tot în cuptoare Martin, însă după procedeul fontă—fier vechi, cu rezultate de asemenea nu constant satisfăcătoare, principalul defect fiind incluziunile nemetalice. În tabela 4 se prezintă conținutul de incluziuni nemetalice în proba luată din oala de turnare, după turnarea celui de-al doilea pod (cu patru lingouri de 3,4 t pe fiecare pod), pentru cinci șarje din producția curentă (șarjele 1 — 5 B). Pentru comparație se dau și conținuturile de incluziuni nemetalice dintr-un blum din șarja 5 B, valorile reprezentînd media pentru probe luate din centrul blumului, de la jumătatea razei și de la marginea blumului.

Elaborarea șarjelor 1 B — 5 B a decurs în linii mari asemănător ; de aceea se va prezenta elaborarea numai a șarjei 5 B, la care încărcă-

Tabela 4

Nr. șarjei	Incluziuni stabile, %					Incluziuni nestabile, %			Total, %
	FeO	MnO	SiO_2	Al_2O_3	Suma	FeO	MnO	Suma	
1 B	0,0020	0,0065	0,0143	0,0059	0,0287	0,0198	0,0101	0,0299	0,0586
2 B	0,0050	0,0073	0,0203	0,0095	0,0421	0,0085	0,0178	0,0263	0,0684
3 B	0,0028	0,0026	0,0151	0,0151	0,0356	0,0055	0,0156	0,0211	0,0567
4 B	0,0013	0,0014	0,0157	0,0103	0,0287	0,0298	0,0278	0,0576	0,0863
5 B	0,0038	0,0037	0,0106	0,0006	0,0187	0,0243	0,0367	0,0610	0,0797
6 B	0,0018	0,0019	0,0081	0,0049	0,0167	0,0108	0,0028	0,0136	0,0303
7 B	0,0019	0,0041	0,0068	0,0089	0,0217	0,0062	0,0014	0,0076	0,0293
Blum 5 B	0,0029	0,0014	0,0073	0,0104	0,0220	0,0184*	0,0151**	0,0335	0,0555

* În centru, 0,0301%.
** La jumătatea razei, 0,0256%.

tura metalică a constat din 63% fontă lichidă și 37% fier vechi. Pentru formarea zgurei s-a introdus în încărcătură 2,4% var. Încărcarea materialelor solide s-a făcut cu o viteză de numai 0,27 t/min, datorită greutății volumetrice mici a fierului vechi și cadenței necorespunzătoare cu care acesta a fost adus din depozit. În aceste condiții, încălzirea a durat mult (60 min în loc de 20 — 40 min), ceea ce împreună cu durata mare a ajustării (30 min) și a încărcării fontei lichide (45 min, melanjorul fiind în mare parte golit) a dus la răcirea cuptorului și la prelungirea perioadei de topire (140 min). Ca urmare, raportul dintre durata t_I a perioadei de la începutul ajustării pînă la sfîrșitul topirii și încărcarea specifică a vetrei p (t/m²) a avut valoarea $c = \frac{t_I}{p} = \frac{5{,}91}{1{,}8} = 3{,}29$, ceea ce este foarte mult (în mod obișnuit $c = 2{,}1 - 2{,}6$). Zgura de topire nu s-a format timpuriu, iar cantitatea de zgură primară îndepărtată a fost insuficientă.

În aceste condiții, proporția mare de fontă cu mult mangan și siliciu din încărcătură a determinat producerea unei cantități mari de zgură cu bazicitate mică în momentul cînd totul a fost topit și baia metalică a fost rece.

Nerespectîndu-se tehnologia corectă în perioada pînă la terminarea topirii, nu s-au creat condiții fizico-chimice potrivite pentru perioada de afinare. Zgura rece, vîscoasă și slab bazică a înrăutățit transmiterea căldurii și nu a putut fi corectată pînă aproape de evacuare, valoarea raportului CaO : SiO_2 rămînînd sub 1,8 în loc să depășească 2,0 și să crească continuu cu creșterea temperaturii. Datorită reactivității slabe a zgurei, viteza de decarburare a fost la începutul fierberii de numai 0,22% C/h, timp de 60 min (fig. 10). În acest timp baia metalică s-a mai încălzit și viteza de decarburare a ajuns la 0,69% C/h, viteză care s-a menținut 80 min ; apoi baia a mai fiert liniștit timp de 30 min, cu viteza de 0,22% C/h. Prin urmare, s-au atins viteze normale de decarburare numai după o pierdere de timp de 60 min pînă la ridicarea temperaturii, care împreună cu conținutul mare de carbon la topire (1,96%) a determinat o durată foarte mare a perioadei de afinare (175 min). În aceste condiții conținutul de (FeO) a scăzut încet, apoi s-a menținut aproape constant. Conținutul de (MnO) a scăzut prin diluarea zgurei cu var, iar cel de [Mn]%, care la topire a fost de 0,40%, s-a menținut aproape constant tot timpul afinării, regenerarea acestuia fiind neglijabilă, ceea ce este încă o confirmare a condițiilor fizico-chimice necorespunzătoare la topire și afinare (bazicitatea zgurei și temperatura scăzute). De asemenea, conținutul de [Mn] ridicat, la topire și afinare, a contribuit la creșterea viscozității oțelului, ceea ce a încetinit viteza de îndepărtare a produselor de reacție, a particulelor de zgură sau de refractare desprinse din vatră. Corectarea conținutului de [Mn] s-a făcut cu feromangan cu 45% Mn (4,2 kg/t),

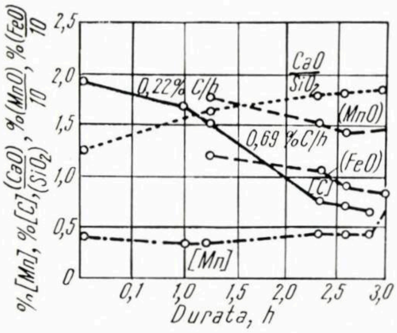


Fig. 10

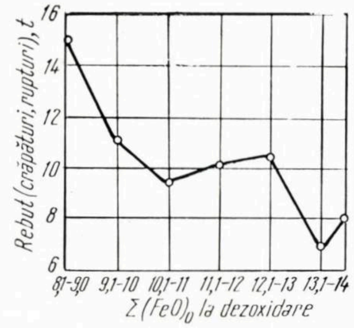


Fig. 11

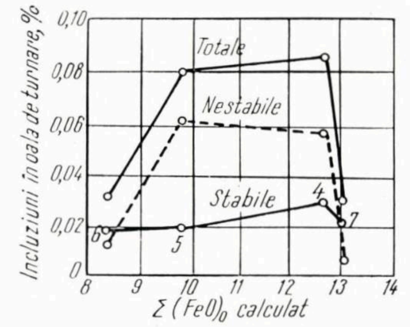


Fig. 12

adăugarea acestuia făcîndu-se deodată pe o singură ușă, fără încălzire prealabilă, cu 10 min înaintea evacuării. Prin aceasta, s-a produs local o scădere puternică a temperaturii și o creștere mare a conținutului de [Mn], deci a rezultat mult oxid de mangan care nu a mai avut timp să părăsească baia metalică, pînă la evacuare. În oala de turnare s-a completat dezoxidarea cu ferosiliciu cu 75% Si (4 kg/t) și cu aluminiu (0,27 kg/t). Arderea de siliciu a fost de 40 %, ceea ce denotă că în oțel a mai existat încă mult oxid de fier, fapt confirmat și de prezența în incluziuni a unor cantități mari de SiO_2 și Al_2O_3, care au format silicați și aluminosilicați de mangan, cu temperaturi ridicate de topire, deci greu de separat din oțel.

Din cele de mai sus rezultă că tehnologia de elaborare nu a fost corespunzătoare pentru oțelul de osii, începînd chiar de la compunerea încărcăturii și pînă la turnarea oțelului în lingotieră. La elaborarea oțelurilor de calitate (deci și a oțelului de osii) trebuie să se asigure puritatea în ceea ce privește conținutul de incluziuni nemetalice și de gaze, aceasta trebuind să se bazeze pe următoarele cerințe fizico-chimice :

— durata topirii să fie mică și cu variații mici de la o șarjă la alta ;

— durata și intensitatea fierberii în cursul afinării să fie cuprinse în limitele dovedite corespunzătoare în practică ;

— la sfîrșitul subperioadei de fierbere liniștită zgura să fie bazică și fluidă, iar temperatura ridicată, ceea ce determină regenerarea manganului, dovadă că % [FeO] este în scădere ;

— obligatoriu se va face predezoxidare în cuptor ;

— la începutul predezoxidării, puterea de oxidare a zgurei, deci și viteza de decarburare, vor fi coborîte în limite în care nu mai determină, pînă la evacuare, schimbări esențiale în starea de echilibru, atinsă, după predezoxidare, de către sistemul baie metalică — zgură — atmosferă ;

— temperatura la evacuare va fi cuprinsă în limite corespunzătoare oțelului (1 600—1 650°C), încît acesta să poată fi menținut un timp suficient în oala de turnare, obținîndu-se astfel oțel mai pur, mai omogen, cu segregații cristaline mai reduse, fără tendință către ruptură șistoasă, deci cu proprietăți mai bune (transversal) și care nu fisurează la sudare. Efectul supraîncălzirii ar fi mai bun dacă s-ar putea realiza numai după dezoxidare ;

— în oala de turnare se va face o dezoxidare complexă ;

— temperatura și viteza de turnare vor fi stăpînite astfel încît să se obțină lingouri cu suprafață sănătoasă ;

— toate materialele refractare cu care oțelul vine în contact în afara cuptorului vor fi de calitate superioară, iar lucrările în hala de turnare se vor executa îngrijit și curat.

O importanță deosebită pentru realizarea unui conținut mic de incluziuni nemetalice o are conținutul de oxid feros dizolvat în baia metalică. Acest conținut influențează reacțiile de dezoxidare și prin aceasta cantitatea, compoziția chimică și forma produselor insolubile care iau naștere la dezoxidare, din care o parte rămîn în oțel ca incluziuni nemetalice. Cantitatea și prezentarea acestora sînt necorespunzătoare dacă conținutul de $[FeO]_0$ la terminarea afinării este prea mare sau prea mic, ceea ce trebuie pus în legătură cu proprietățile fizice ale băii metalice, în primul rînd cu viscozitatea, care depinde nu numai de compoziția chimică a oțelului, ci și de faza „zgură”. Aceasta este formată din suspensii (solide) și emulsii (lichide), cuprinzînd produse insolubile oxidice, azoturi și sulfuri ; se prezintă ca o tulbureală și influențează viscozitatea prin mărimea, cantitatea și compoziția chimică a particulelor ei.

Corespunzător conținutului $[FeO]_0$, trebuie ca și conținutul $\Sigma\ (FeO)_0$ în zgură, în momentul începerii predezoxidării, să fie cuprins în anumite limite, ceea ce depinde de conducerea afinării. Conținutul $\Sigma\ (FeO)_0$ determină măsura în care are loc dezoxidarea secundară și, împreună cu conducerea dezoxidării, fixează conținutul final de oxigen dizolvat în oțel și caracteristicile incluziunilor nemetalice rămase în acesta (compoziția chimică, mărimea, forma și repartiția particulelor). Între conținutul $\Sigma\ (FeO)_0$ și calitatea oțelului există deci o relație directă. Astfel, în figura 11 este reprezentată variația proporției de oțel rebutat pe șarjă, la un cuptor Martin de 185 t capacitate [2]. Se vede că există un conținut $\Sigma\ (FeO)_0$ optim, căruia îi corespunde o proporție minimă de oțel rebutat.

Măsura în care sînt respectate cerințele fizicochimice ale elaborării, care determină conținutul $\Sigma\ (FeO)_0$, se oglindește și în compoziția chimică și conținutul incluziunilor nemetalice, ceea ce rezultă din valorile date în tabela 4 pentru șarjele 6 B și 7 B elaborate după o tehnologie îmbunătățită.

La șarja 6 B oțelul a fost elaborat în cuptor complet bazic, a cărui construcție, materiale refractare și combustibil au asigurat mers fierbinte. În aceste condiții și lucrînd cu o încărcătură cu 58% fontă lichidă, puțin minereu și fără a supraîncărca cuptorul, s-au obținut următoarele rezultate :

— viteză de decarburare de 1,12% C/h la începutul subperioadei de fierbere intensă și 0,45% C/h la sfîrșit ; 0,12% C/h la sfîrșitul subperioadei de fierbere liniștită ;

— scădere puternică și continuă a conținutului de (MnO), respectiv regenerarea puternică a manganului în subperioada de fierbere liniștită, conținutul de [Mn] crescînd de la 0,35 la 0,70%, și nu a fost necesar adaos de feromangan.

In subperioada de fierbere intensă conţinutul de [Mn] a scăzut de la 0,40 la 0,35 %;

— oţel mai fluid, zgură bazică şi fluidă, datorită mersului fierbinte al cuptorului, mers care a contribuit la fluidificarea produselor de reacţie, deci la îndepărtarea lor sau reducerea lor de către carbon;

— la dezoxidarea cu ferosiliciu şi aluminiu în oala de turnare arderea siliciului a fost de 30 %, deci baia metalică nu a fost prea oxidată la evacuarea din cuptor.

La şarja 7 B oţelul a fost elaborat ca la şarja 6 B în cuptor complet bazic cu mers fierbinte şi folosind 55 % fontă lichidă în încărcătură. Însă, deoarece în prima parte a subperioadei de fierbere intensă adaosurile de minereu au fost prea mici, viteza de decarburare a fost scăzută, atingîndu-se numai spre sfîrşitul subperioadei 0,45 % C/h. În subperioada de fierbere liniştită viteza de decarburare nu a scăzut sub 0,21 % C/h şi pe ansamblul perioadei de afinare s-a realizat o viteză de decarburare medie de numai 0,33 % C/h.

Manganul, care la topire a fost de 0,18 %, s-a regenerat în tot timpul afinării, dar mai ales în subperioada de fierbere liniştită, la sfîrşitul căreia conţinutul de [Mn] a crescut la 0,48 %.

S-a predezoxidat în cuptor cu feromangan cu 40 % Mn (3 kg/t) şi cu ferosiliciu cu 45 % Si (3,7 kg/t) corespunzător unui adaos de 0,17 % Si. Dezoxidanţii s-au adăugat împreună, împachetaţi în cutii.

Dezoxidarea în oala de turnare s-a făcut cu ferosiliciu cu 75 % Si şi cu silicocalciu, corespunzător unui adaos de 0,28 % Si, şi s-a completat cu aluminiu (0,27 kg/t). Arderea de siliciu, faţă de adaosul total de 0,45 %, a fost de 22 %.

Corespunzător modului de dezoxidare, conţinutul de incluziuni nemetalice stabile este ceva mai mare la şarja 7 B decît la şarja 6 B, însă este mai mic conţinutul celor nestabile, reoxidarea după predezoxidare fiind evitată în mai mare măsură.

Între conţinutul de incluziuni nemetalice şi $\Sigma(FeO)_0$ se constată o relaţie directă reprezentată în figura 12 pentru şarjele 4 B, 5 B, 6 B şi 7 B (tabela 4) cu probe din oala de turnare şi în figura 13 (şarjele 4 B, 5 B, 6 B, tabela 4) cu probe luate din blumuri. Se vede că, conţinutul de incluziuni nemetalice stabile variază în limite relativ înguste şi este cel mai mic la şarja 6 B. Mai caracteristică este variaţia conţinutului de incluziuni nemetalice nestabile, care este mai mic decît al celor stabile la şarjele 6 B şi 7 B, elaborate după tehnologia îmbunătăţită, şi este mult mai mare la şarjele 4 B şi 5 B, elaborate după tehnologia curentă.

Cu privire la dezoxidarea în oala de turnare se mai dau următoarele lămuriri. Adaosul de aluminiu s-a fixat pentru mărimea 5 a grăuntelui de austenită, ţinînd seama, în primul rînd, de conţinutul de carbon al oţelului [3]. De asemenea, s-au avut în vedere limitele superioare prescrise, pentru conţinuturile de mangan şi siliciu, cu creşterea cărora (şi a adaosului de aluminiu, deci de Al_2O_3) creşte viscozitatea oţelului şi proporţia de oţel rebutat din cauza apariţiei de locuri nisipoase în osii. S-ar putea face o dezoxidare mai avansată cu aluminiu în oala de turnare (0,35 — 0,45 kg/t) dacă s-ar asigura conţinuturi scăzute de siliciu (0,15 — 0,20 %) şi de mangan (0,50 — 0,60 %).

În ceea ce priveşte predezoxidarea în cuptor, este cunoscut că proporţia de osii rebutate creşte dacă se foloseşte fontă silicioasă. Cum însă predezoxidarea cu siliciu asigură rezultate finale mai constante, s-a procedat aşa cum s-a descris la elaborarea şarjei 7 B. Pentru fabricaţia curentă se impune însă să se adapteze predezoxidarea şi dezoxidarea finală, ţinîndu-se seamă şi de alte defecte care pot apărea. De exemplu, lingourile de oţel de osii au o înclinare pronunţată spre crăpare, ceea ce impune restrîngerea limitelor pentru conţinuturile de carbon, mangan şi siliciu şi pentru temperatura de turnare; de asemenea pot apărea linii de umbre pe osiile prelucrate.

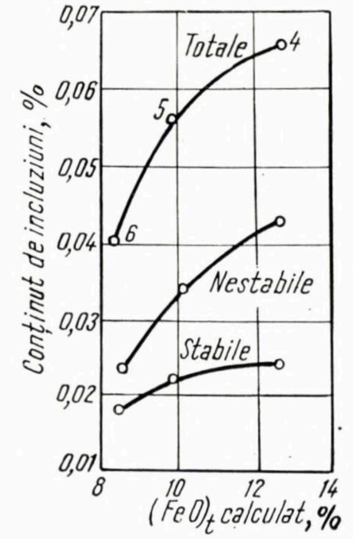


Fig. 13

În oţelul predezoxidat cu cel puţin 0,10 % Si nu apar linii de umbre, iar lingoul este lipsit de sufluri şi conţine puţine incluziuni nemetalice nisipoase cînd se foloseşte adaos ridicat de aluminiu, dacă conţinutul final de siliciu depăşeşte 0,10 % (peste 0,15 % Si dacă oţelul este recarburat în oala de turnare). Predezoxidînd oţelul de osii cu un adaos mai mic de 0,08 % Si (ca fontă silicioasă), oţelul trebuia să aibă un conţinut final de siliciu peste 0,16 — 0,20 % şi să se folosească aluminiu pentru ca să nu apară linii de umbre. Prin urmare, metoda de dezoxidare influenţează proporţia de rebut, lucru de care trebuie să se ţină seamă.

La predezoxidare se vor folosi materialele cele mai indicate : fontă oglindă și silicomangan în proporții care să asigure un adaos de cel puțin 0,10% Si și după circa 5 min să se poată adăuga puțin feromangan pentru corectarea conținutului de mangan. La dezoxidarea finală în oala de turnare se va tinde spre conținut de siliciu în limitele 0,20 — 0,30%, sau în limitele 0,15 — 0,20% dacă se înlocuiește ferosiliciul în parte cu silicocalciu și se adaptează judicios adaosul de aluminiu. În aceste condiții se obține lingou de oțel cu conținut scăzut de incluziuni nemetalice, omogen, din care se obțin osii cu valori ridicate și uniforme ale proprietăților mecanice, în special reziliența, deoarece conținutul de [FeO], care deplasează punctul eutectoid spre stînga, este scăzut puternic, mai ales de către aluminiu, care deplasează astfel punctul eutectoid spre dreapta.

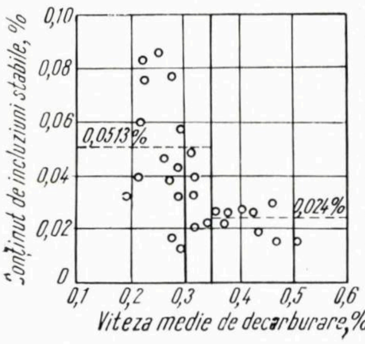


Fig. 14

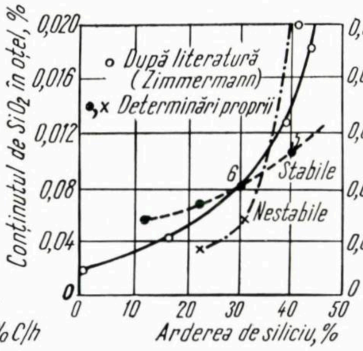


Fig. 15

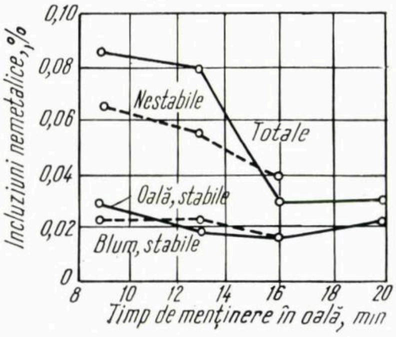


Fig. 16

Rezultatele cercetărilor prezentate și considerațiile asupra tehnologiei elaborării și turnării arată că pentru a produce oțel de calitate pentru osii sînt necesare mijloace pentru determinarea rapidă a conținutului Σ $(FeO)_0$ și că acest conținut trebuie să fie luat în considerare ca factor care influențează puternic incluziunile nemetalice. Conținutul Σ $(FeO)_0$ se determină din conținutul total $(Fe)_t$ în zgură, prin analiză chimică sau se calculează după formula : $(Fe)_t = 81,44 - 0,046\ (\theta °C) \pm 2,2\ [\%]$ sau $(Fe)_t = 3,97 \frac{CaO}{SiO_2} - 0,53 \pm 1,21$ [5].

Un alt factor de care trebuie să se țină seamă este viteza medie de decarburare, care trebuie să depășească 0,35% C/h, în care caz conținutul de incluziuni nemetalice stabile este mic și variază puțin de la o șarjă la alta. Astfel, în exemplul din figura 14 se vede că respectînd condiția cu privire la viteza de decarburare medie, conținutul mediu de incluziuni nemetalice stabile este de 0,024% cu o abatere medie pătratică de numai $17,5 \times 10^{-6}$. Pentru viteze de decarburare medii, sub 0,35% C/h, conținutul mediu de incluziuni nemetalice stabile este de 0,0513%, cu o abatere medie pătratică de 510×10^{-6}, la viteze mici de decarburare oțelul fiind în majoritatea cazurilor murdar [4].

La aprecierea mersului elaborării poate servi și valoarea arderii siliciului folosit la dezoxidare, cu mărimea arderii crescînd conținutul de bioxid de siliciu și mai ales cel de incluziuni nemetalice nestabile (fig. 15).

Influența duratei menținerii oțelului în oala de turnare este reprezentată în figura 16. Conținutul de incluziuni nemetalice scade cu creșterea duratei de menținere pînă la o limită peste care decantarea este foarte înceată.

În încheiere, se poate spune că incluziunile nemetalice nu sînt numai de natură exogenă și că îmbunătățirea calității oțelului de osii se poate obține asigurînd condiții corespunzătoare la turnare (materiale refractare superioare, curățenie perfectă), dar și prin stăpînirea factorilor fizico-chimici în decursul elaborării și turnării, acționînd asupra lor pe baza unei tehnologii îmbunătățite pentru a-i menține în limite determinate. Intervenția trebuie să aibă loc în momentul potrivit, în care scop sînt necesare mijloace de control, cu ajutorul cărora să se poată asigura mereu aceleași condiții în momentele decisive, adică aceeași tehnologie corectă a elaborării și turnării, deci oțel de calitate constantă.

BIBLIOGRAFIE

[1] Smid V. *Compoziția chimică și tratamentul termic al oțelurilor pentru osiile vehiculelor de cale ferată, conform indicațiilor U.I.C.* Hutnik, nr. 10, 1959.

[2] Sneerov I. A. și Morozov A. N. *Perfecționarea tehnologiei elaborării oțelului în cuptorul Martin după procedeul fontă—fier vechi—minereu.* Stal, nr. 4, 1955.

[3] Rău Al. *Elaborarea oțelurilor.* București, Editura tehnică, 1963, p. 245.

[4] Dascălu S. *Contribuții la studiul incluziunilor nemetalice în oțelurile carbon calmate.* Disertație, 1956, Catedra de siderurgie, Institutul politehnic—București.

[5] Buzilă S. *Studiul repartiției cromului în cuptorul Martin.* Disertație, 1959, Catedra de siderurgie, Institutul politehnic—București.

CZ 669.35'22 : 621.93.023 ; 621.792.3

Alame cu argint pentru lipirea pînzelor de ferăstrău

Prof.univ. ing. SUZANA GÂDEA, dr. ing. M. PROTOPOPESCU, ing. I. MEŢIANU şi ing. D. MOLDOVEANU

Pentru lipirea pînzelor de ferăstrău-panglică, folosite în industria forestieră, sînt de luat în considerare numai aliajele de lipit cu bază de cupru. Alamele de lipit, de tipul celor standardizate în STAS 204-49, nu sînt adecvate, deoarece au temperaturi de topire prea ridicate (peste 850°C), nu asigură o bună aderență și o rezistență suficientă la șocuri și vibrații, din cauza conținutului mare de zinc (42 — 51 % Zn).

Din examinarea modului de funcționare și a caracteristicilor lipiturilor executate cu diferite aliaje din import, s-a putut aprecia că principalele condiții tehnologice, pe care trebuie să le îndeplinească un aliaj de lipit corespunzător, trebuie să fie următoarele :

— temperatura de topire a aliajului de lipit trebuie să fie inferioară temperaturilor la care s-ar putea produce transformări structurale în oțelul din care sînt confecționate pînzele ;

— aliajul de lipit trebuie să se poată topi cu ușurință în condițiile existente la locul de producție, în industria forestieră, adică prin încălzire cu flacără, în foc de forjă sau cu blocuri de oțel aduse la roșu ;

— pe de altă parte, aliajul de lipit nu trebuie să se înmoaie sau să-și piardă calitățile la temperaturile de lucru intens ale pînzelor de ferăstrău ;

— în stare topită se impune să posede o bună fluiditate pentru umplerea corectă a tuturor interstițiilor cusăturii, să aibă capacitate de udare foarte bună pentru oțelurile cu crom, adică să se întindă bine peste suprafața de lipit, indiferent dacă este rugoasă sau netedă, iar după solidificare să rămînă perfect aderent ;

— intervalul de cristalizare trebuie să fie cît mai mic pentru a nu rezulta porozități, sufluri și segregații, care ar duce la aderență neuniformă și la scăderea calităților lipiturii ;

— coeficienții de dilatare liniară și volumetrică pentru aliajul de aport și metalul de bază trebuie să fie aproximativ de același ordin de mărime, pentru a nu rezulta tensiuni interne, microfisuri și crăpături în zona de lipire ;

— este necesar să aibă capacitate redusă de a se oxida sau de a absorbi gaze, pentru a se micșora cantitatea de flux (fondant de protecție și dezoxidant) necesară la lipire și pentru a dizolva peliculele de oxizi aderenți pe suprafața oțelului. Condițiile optime ar fi ca aliajul să se poată lipi fără flux (autoflux) și fără decapare prealabilă ;

— lipiturile executate trebuie să prezinte rezistențe mecanice la tracțiune, încovoiere și mai ales la șocuri, vibrații și oboseală, suficient de bune pentru a se asigura îmbinări cu durată îndelungată în serviciu ;

— stabilitatea la coroziune a acestor aliaje trebuie să fie echivalentă cu a oțelului inoxidabil, pentru a nu favoriza coroziunea chimică sau electrochimică în mediul umed și în substanțele lemnoase în care lucrează pînza de ferăstrău ;

— este necesar să aibă plasticitate corespunzătoare pentru a se putea prelucra prin deformare la rece sau la cald, în vederea obținerii unor benzi cu dimensiuni adecvate. În caz contrar se poate folosi sub formă de granule sau pilitură ;

— să fie destul de ieftin pentru a se produce la un preț de cost mai scăzut.

Aliajele de lipit cu bază de argint sînt cunoscute ca materiale adecvate pentru lipirea tuturor metalelor și aliajelor feroase și neferoase, deoarece umectează în bune condiții suprafețele metalice, umplu perfect interstițiile cusăturilor, sînt stabile la coroziune, iar îmbinările obținute rezistă la încovoiere, șocuri și vibrații.

Eutecticul binar Ag-Cu corespunde unei compoziții de 71,9 % Ag + 28,1 % Cu, și are punctul de topire la 779°C. Adaosurile de zinc în aliajele Ag-Cu coboară temperatura eutectică și micșorează conținutul de argint necesar (fig. 1). În schimb, zincul lărgește intervalul de solidificare a aliajelor mai bogate în cupru sau în argint, față de compoziția eutectică, deoarece coboară mai mult suprafața solidus decît suprafețele lichidus.

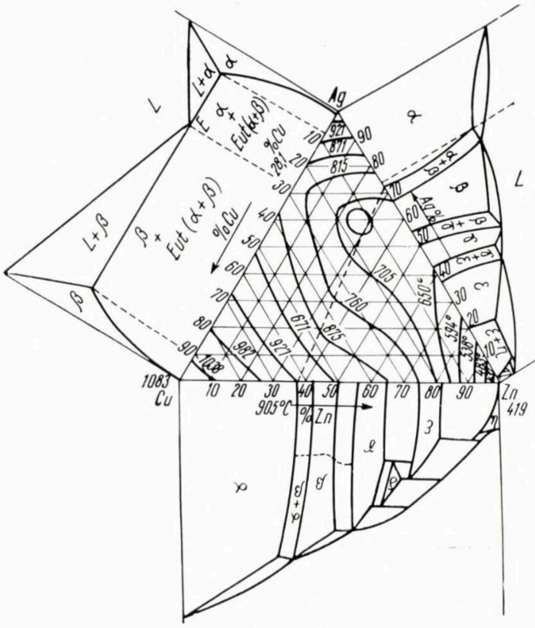


Fig. 1

Coborîrea și a suprafețelor lichidus și scăderea mai accentuată a temperaturilor de sfîrșit de solidificare se poate realiza prin adaosuri de cadmiu sau staniu. De exemplu, la un adaos de circa 18% Cd, temperatura eutectică scade pînă la 625 °C.

Pentru a se asigura plasticitatea și rezistența la șocuri și vibrații, aliajele trebuie să aibă în structură cristale de soluție solidă cu bază de cupru și argint. Adaosurile de nichel asigură o creștere a tenacității, dar în același timp ridică temperaturile de topire. La procente mai mari de 25% Zn, apar faze intermetalice care provoacă fragilitate.

În tabelele 4 și 5 sînt indicate mai multe compoziții de aliaje Ag-Cu-Zn cu adaosuri de alte elemente, după normele sovietice [4] și americane [5].

Înscriind în diagrama ternară compozițiile principalelor tipuri de aliaje străine, indicate în tabelele precedente, se obțin datele reprezentate în figura 2.

Din aceste examinări ale compoziției și structurii se pot formula următoarele observații :

— fluiditatea și capacitatea de aderență a aliajelor trebuie asigurată prin prezența eutecticului Ag-Cu, a cărui linie coboară spre punctul eutectic ternar, progresiv prin introducerea zincului ;

Tabela 1

Simbolul aliajului	Compoziție, % greutate			Temperatură, °C		Greutate specifică, g/cm³	Rezistivitate electrică, Ω·cm·10⁻⁶
	Ag	Cu	Zn	lichidus	solidus		
PSr 70	70,0±0,5	26,0±0,5	4,0±1,0	755	730	9,8	4,2
PSr 65	65±0,5	20±0,5	$15^{+1}_{-1,5}$	—	—	—	—
PSr 45	45±0,5	30±0,5	$25^{+1}_{-1,5}$	725	660	9,1	9,7
PSr 25	25±0,3	40±1	$35^{+1,5}_{-2}$	775	745	8,7	6,9
PSr 12 M	12±0,3	52±1	$36^{+2,5}_{-2,0}$	825	780	8,5	7,6
PSr 10	10±0,3	53±1	$37^{+1,5}_{-2,0}$	850	815	8,45	6,5

Aliajele de lipit Ag-Cu-Zn se pot clasifica în două categorii principale : aliaje ternare Ag-Cu-Zn fără adaosuri de alte elemente și aliaje ternare Ag-Cu-Zn cu adaosuri de cadmiu, nichel, staniu, mangan.

Tabela 2

Simbolul aliajului	Rezistența la tracțiune, kgf/mm²	Rezistența la forfecare, kgf/mm²	Unghiul de înclinare, în grade	Reziliența, kgfm/cm²
PSr 45	32,0	28,5	132	5
PSr 25	23,0	25,5	126	4
PSr 12 M	19,5	20,0	32	—

În tabela 1 sînt indicate compozițiile de aliaje Ag-Cu-Zn (GOST 8190-56) și principalele caracteristici fizice ale lor, iar în tabela 2 sînt arătate proprietățile mecanice ale lipiturilor executate cu aceste aliaje.

În tabela 3 s-au înscris compozițiile nominale ale unor aliaje indicate în normele americane.

Tabela 3

Nr.	Compoziție, % greutate				Temperatura, °C		Destinație
	Ag	Cu	Zn	Cd	de curgere	de început topire	
1	80	16	4	0,5	810	721	Aliaje speciale cu înalt grad de maleabilitate pentru lipituri în electrotehnică
2	70	20	10	0,5	755	725	
3	65	20	15	0,5	708	672	
4	60	25	15	—	718	618	
5	50	34	16	0,5	775	672	Aliaje pentru lipituri tari cu proprietăți bune de rezistență la șocuri și vibrații
6	45	30	25	0,5	744	678	
7	40	36	24	—	785	721	
8	30	38	32	—	764	744	
9	20	45	35	—	817	778	Pentru brazură cînd este necesar un aliaj mai fluid decît alamele de lipit
10	10	52	38	—	851	785	

— pentru asigurarea plasticității aliajelor trebuie să existe în structură și cristale primare de soluție solidă bogată în argint sau cupru.

Tabela 4

Simbolul aliajului	Compoziția, % greutate			Adaosuri, %				Temperatura, °C		Greutate specifică, g/cm³	Rezistivitate, Ω·cm·10⁻⁶
	Ag	Cu	Zn	Cd	Sn	Ni	Mn	lichidus	solidus		
PSr 50Cd	50±0,5	16±1	16±2	18±1	—	—	—	650	635	9,3	7,2
PSr 44	44±1	27±1	16+2	8±1	—	2±0,5	3±0,5	800	650	8,9	19
PSr 40	40±1	16,7+0,7 −0,3	17+0,8 −0,4	26+0,5 −1	—	0,3±0,2	—	605	595	8,4	—
PSr 37,5	37,5±0,5	48,8±1	5,5±0,5	—	—	—	8,2±0,3	810	725	8,9	31

Tabela 5

Aliaj	Compoziția, % greutate			Adaosuri, %		Temperatura, °C	
	Ag	Cu	Zn	Cd	Sn	lichidus	solidus
Ready Flo	56	22	17	—	5	648	630
Easy Flo	50	15,5	16,5	18	—	637	628
—	20	45	30	5	—	817	615

Aceasta favorizează și îmbunătățirea rezistenței la șocuri, vibrații și oboseală ;

— din punct de vedere economic este mai rentabilă orientarea către aliajele hipereutectice (mai bogate în cupru), pentru a nu consuma o cantitate prea mare de argint ;

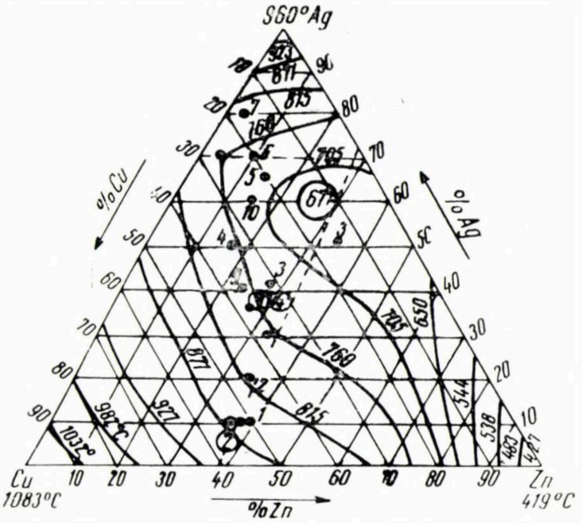


Fig. 2

— adaosul de zinc favorizează coborîrea temperaturilor de topire, dar conținutul în zinc nu trebuie să depășească 25 % pentru a nu imprima fragilitate ;

— adaosurile de cadmiu favorizează dezoxidarea și coborîrea mai accentuată a temperaturilor de topire.

Elaborarea și prelucrarea aliajelor. În vederea verificării premiselor teoretice și a satisfacerii cerințelor practice care au constituit obiectul cercetării, s-au elaborat patru serii de aliaje de compoziții indicate în tabela 6.

Drept materii prime s-au utilizat : catozi de cupru, de puritate 99,96 %, debitați în bucăți ; argint fin (99,99 % Ag) sub formă de granule ; zinc rafinat (99,9% Zn) ; cadmiu 99,9% sub formă de granule și eventual catozi de nichel (99,92 %) debitați în bucăți. În unele încercări s-au utilizat și prealiaje zinc-cadmiu, preparate în prealabil.

Pentru elaborarea aliajelor s-a folosit un cuptor cu creuzet, încălzit cu gaz metan. Creuzetele din grafit au fost calcinate în prealabil la 1 000°C. Ca fondant de protecție s-a folosit borax calcinat iar temperatura a fost măsurată cu termocuple direct în topitură.

Tabela 6

Aliaj	Elementul	Cantitatea nominală, %	Cantitatea reală, % (analiză chimică)	Pierderi, % greutate
Aliaj I	Argint	37	36,01	−0,99
	Cupru	37	41,52	+4,52
	Zinc	25	21,45	−3,55
	Cadmiu	1	0,98	−0,02
Aliaj II	Argint	10	9,17	−0,83
	Cupru	53	54,16	+1,16
	Zinc	37	36,61	−0,39
Aliaj III	Argint	50	46,00	−4,00
	Cupru	15,5	20,20	+4,70
	Zinc	16,5	18,04	+1,54
	Cadmiu	18	15,67	−2,33
Aliaj IV	Argint	40	38,18	−1,82
	Cupru	30	32,09	+2,09
	Zinc	28	28,53	+0,53
	Nichel	2	1,12	−0,88

Șarjele experimentale au fost în cantități de 1 — 2 kg. După încălzirea creuzetului în gol pînă la 1 000 — 1 050°C s-a introdus cuprul sub formă de bucăți, acoperindu-se cu borax calcinat.

S-a intensificat flacăra pînă la topirea cuprului (1 083°C). Apoi s-au introdus granulele de argint, amestecîndu-se cu baghete de grafit pentru omogenizarea compoziției topiturii. S-a micșorat intensitatea flăcării și, după ce temperatura a scăzut la circa 900°C, s-a introdus cu atenție zincul sau prealiajul zinc-cadmiu, avînd grijă să fie menținut sub flux, în baia metalică și amestecînd energic. În caz contrar, pierderile de zinc, sub formă de praf alb de oxid de zinc, dau abateri mari de la compoziția nominală a aliajului. Ultimul se adaugă cadmiul sub formă de granule, agitînd energic. Trebuie acordată o deosebită atenție pentru a se evita pierderile de cadmiu sub formă de oxid, care răspîndindu-se în spațiul de lucru este nociv.

Imediat după omogenizarea compoziției prin amestecare mecanică la temperaturi de 850 — — 900°C, aliajul s-a turnat în lingotiere.

Pentru aliajele cu mult argint, s-a încercat mai întîi topirea argintului fără fondant, și apoi introducerea cantității necesare de cupru, sub formă de bucăți mici, agitînd continuu. În cazul aliajelor cu conținut de nichel, acesta se introduce la început o dată cu cuprul. Dizolvarea nichelului necesită ridicarea temperaturii la 1 150 — 1 200°C și amestecarea energică. Numai după dizolvarea completă a nichelului și omogenizarea compoziției topiturii se poate scădea intensitatea flăcării și trece la introducerea adaosurilor de zinc și cadmiu, înainte de turnare. Ca fondant de protecție s-a folosit un amestec de borax, sodă calcinată și sticlă pisată.

Turnarea aliajelor s-a efectuat în cochilii închise sau semideschise. Turnarea trebuie să fie liniștită, sub jet continuu de metal lichid, evitînd scurgerea fondantului în cochilii. După turnare se răzuiește cu o placă de grafit suprafața metalului, îndepărtîndu-se pelicula de oxizi formată, și se presară cu praf de cărbune.

Aliajele turnate sub formă de vergele au fost utilizate ca atare pentru lipire sau au fost prefăcute în pilitură. O serie de probe au fost folosite pentru analize chimice, încercări mecanice și studiul microstructurii. Pe baza analizelor chimice s-a alcătuit tabela 6, care indică în mod comparativ compozițiile nominale și reale, permițînd aprecierea pierderilor în greutate.

Pornindu-se de la platine cu dimensiuni 11 × × 20 × 220 mm turnate în cochilii orizontale de fontă, s-au putut obține, prin laminare la rece, benzi cu dimensiuni 0,2 × 20 mm.

În prealabil lingourile brute din turnare au fost supuse unei recoaceri de omogenizare, timp de 4 – 5 h, la temperatura de 500 – 550°C, urmată de răcire lentă.

Răcirea mai rapidă duce la durificare care imprimă o fragilitate apreciabilă la laminare.

Laminarea s-a executat la uzinele ,,Laromet'', în patru etape, cu trei recoaceri intermediare, după cum urmează :

Laminarea I s-a efectuat pe un laminor duo reversibil cu cilindri de fontă avînd Ø 650 × 1 600 mm, după schema arătată în tabela 7.

Tabela 7

Trecerea	Dimensiunile laminatelor, mm	Alungire	Reducere de secțiune $\frac{S_0 - Si}{S_0}$, %
0	11 × 20 × 220	—	—
1	7,5 × 20 × 322	1,465	28,2
2	6 × 20 × 405	1,25	20
3	5 × 20 × 485	1,20	16,6
4	4,5 × 20 × 540	1,11	10
5	4 × 20 × 605	1,125	10,5
6	3,5 × 20 × 690	1,142	12
7	3 × 20 × 805	1,165	14

Deoarece nu se cunoșteau proprietățile plastice ale aliajelor, după fiecare trecere s-a controlat suprafața laminatului. Primele crăpături marginale au apărut după a șasea trecere, pe o adîncime de 0,2 mm, iar după trecerea a șaptea au crescut la 0,3 – 0,4 mm.

Astfel, după șapte treceri, laminatul a prezentat o alungire de 3,67 și un ecruisaj de 72,5%, ceea ce, în comparație cu alungirile și limitele maxime de ecruisare ce se pot realiza pentru alamele obișnuite, dovedesc că aliajele cercetate posedă o plasticitate remarcabilă.

Pentru a putea continua laminarea în benzi sub 3 mm, a fost necesară înmuierea aliajului ecruisat prin recoacere de recristalizare. Tratamentul termic s-a efectuat într-un cuptor cu mufă, la temperatura de 500 – 550°C, timp de 2 – 3 h. Temperatura de 550°C nu trebuie în nici un caz depășită, deoarece peste 600°C începe topirea eutecticului separat la limitele grăunților.

Deoarece după recoacere benzile aveau suprafața ușor oxidată, a fost necesară decaparea într-o soluție de 10 – 12% acid sulfuric, urmată de spălare în apă curgătoare. Marginile benzilor au fost tăiate la o foarfecă-ghilotină.

Laminarea a II-a, de la 3 la 1,5 mm grosime, s-a executat pe același laminor, după schema indicată în tabela 8.

Tabela 8

Trecerea	Dimensiunile laminatului, mm	Alungire	Reducere de secțiune, %
0	3 × 17 × 805	—	—
1	2,5 × 17 × 966	1,20	16,5
2	2 × 17 × 1210	1,25	20
3	1,7 × 17 × 1430	1,18	15
4	1,6 × 17 × 1515	1,06	6
5	1,5 × 17 × 1600	1,06	6

Materialul a suferit o ecruisare totală de 50% și o alungire de 2, întreruperea operației făcîndu-se după cinci treceri, în momentul apariției primelor amorse de crăpare marginală. Benzile obținute au fost tăiate în mai multe bucăți și supuse din nou unei recoaceri de recristalizare. În scopul de a se evita oxidarea superficială, s-a încercat recoacerea unei benzi de probă într-un cuptor de tip O K B, în atmosferă de vapori, folosit curent la recoacerea colacilor din sîrmă de cupru. Dar deoarece materialul trece în final printr-un bazin cu apă, unde are loc o răcire bruscă, s-a constatat că se durifică prin călire, datorită transformărilor structurale în stare solidă. De aceea, s-a adoptat tot recoacerea într-un cuptor cu mufă, la 500 – 550°C ca și după prima laminare. După răcire lentă, benzile au fost decapate, spălate și uscate.

Laminarea a III-a, de la 1,5 mm pînă la 0,5 mm, s-a executat după schema arătată în tabela 9.

Tabela 9

Trecerea	Dimensiunile laminatelor, mm	Alungire	Reducere de secțiune, %
0	1,5 × 17 × 800	—	—
1	1,2 × 17 × 1000	1,25	20
2	1,0 × 17 × 1200	1,20	16,7
3	0,83 × 17 × 1400	1,20	16,7
4	0,71 × 17 × 1690	1,17	14,5
5	0,63 × 17 × 1905	1,13	11,5
6	0,57 × 17 × 2100	1,10	9
7	0,53 × 17 × 2270	1,08	7,5
8	0,50 × 17 × 2400	1,06	5,6

După opt treceri se realizează un ecruisaj de 66,5%. Benzile rezultate au fost debitate, roluite și recoapte timp de 2 h la temperatura de 500 – 550°C. După decapare și spălare, benzile de 0,5 mm au fost laminate final, pe un laminor cu diametrul cilindrilor de 200 mm și lungimea tăbliei de 320 mm.

Laminarea a IV-a finală s-a executat după trei scheme, indicate în tabela 10.

Tabela 10

SCHEMA A				SCHEMA B				SCHEMA C			
Nr. de treceri	Dimensiuni, mm	Alungire	Reducere de secțiune, %	Nr. de treceri	Dimensiuni, mm	Alungire, mm	Reducere de secțiune, %	Nr. de treceri	Dimensiuni, mm	Alungire	Reducere de secțiune, %
0	0,5 × 17 × 800	—	—	0	0,5 × 17 × 800	—	—	0	0,5 × 17 × 800	—	—
1	0,44 × 17 × 910	1,135	12	1	0,42 × 17 × 950	1,19	16	1	0,43 × 17 × 930	1,16	
2	0,39 × 17 × 1025	1,13	11,5	2	0,38 × 17 × 1060	1,115	10	2	0,40 × 17 × 1010	1,085	
3	0,34 × 17 × 1170	1,14	12,4	3	0,35 × 17 × 1150	1,085	7,5	3	0,36 × 17 × 1110	1,10	
4	0,29 × 17 × 1370	1,17	14,5	4	0,32 × 17 × 1260	1,09	8	4	0,32 × 17 × 1250	1,125	
5	0,27 × 17 × 1460	1,07	7	5	0,25 × 17 × 1360	1,08	7,5	5	0,29 × 17 × 1370	1,10	
6	0,25 × 17 × 1580	1,08	7,3	6	0,27 × 17 × 1480	1,09	8	6	0,26 × 17 × 1520	1,11	
7	0,20 ×	1,25	20	7	0,25 × 17 × 1600	1,08	7,5	7	0,24 × 17 × 1640	1,08	
				8	0,23 × 17 × 1735	1,085	7,5	8	0,22 × 17 × 1750	1,065	
				9	0,22 × 17 × 1815	1,045	4,4	9	0,21 × 17 × 1890	1,08	
				10	0,21 × 17 × 1900	1,045	4,4	10	0,20 × 17 × 1980	1,05	
				11	0,20 × 17 × 1980	1,045	4,4				

În schema A s-a lucrat cu cilindri uscați dar la a șaptea trecere, datorită coeficientului mare de frecare, materialul a crăpat pe toată lățimea benzii, în direcții care formau un unghi de 45° față de direcția de laminare. În schemele B și C s-a lucrat cu cilindri unși cu ulei.

Laminările după aceste scheme au dus la obținerea unor benzi de 0,2 mm, cu suprafețe curate, lucioase și fără crăpături. Alungirea totală realizată a fost de 2,5, corespunzătoare unui ecruisaj de 60%.

În figura 3 s-a reprezentat sub formă de diagramă succesiunea operațiilor de laminare și de recoacere de recristalizare.

Structurile și proprietățile obținute. Analiza microstructurală a aliajelor în stare turnată s-a efectuat pe probe medii, tăiate din lingouri. Probele au fost pregătite prin polizare, lustruire uscată și lustruire umedă cu alumină metalografică fină, pînă la suprafață oglindă. Ca reactiv de atac s-au folosit : persulfat de amoniu 10% și clorură cuprică amoniacală. Observările s-au efectuat la măriri de 100 :1 ; 400 :1 și 800 :1, iar micrografiile — la mărirea 200 :1.

În figura 4, *a* (×200, atac cu persulfat de amoniu 10%) este reprodusă micrografia aliajului I de compoziție : 36,01% Ag ; 41,52 – 21,45% Zn ; 0,98% Cd.

S-au identificat drept constituenți : dendrite de soluție solidă α (cu bază de cupru), eutectic binar (Ag-Cu) și eutectic ternar (Ag-Cu-Zn).

În figura 4, *b* (× 200, atac cu persulfat de amoniu 10%) este reprodusă micrografia aliajului ternar II cu conținut redus de argint, de compoziție : 9,11% Ag ; 54,16% Cu ; 36,6% Zn. Se observă în constituție mult eutectic și urme de dendrite de soluție solidă α.

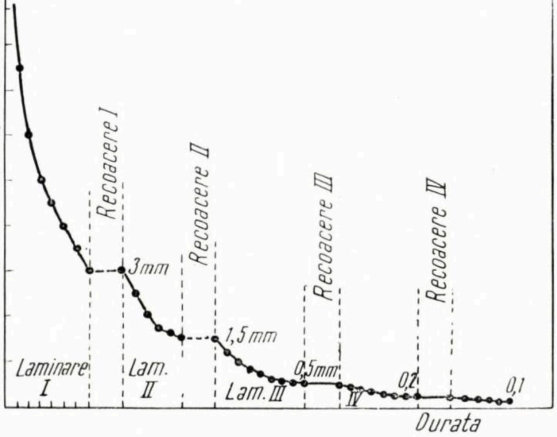


Fig. 3

În figura 4, *c* (× 200, atac cu persulfat de amoniu 10%) este arătată microstructura aliajului cuaternar III cu mult argint și adaosuri, de compoziție : 46% Ag ; 20,2% Cu ; 18% Zn ; 15,67%Cd. În structură predomină eutecticul binar (Ag-Cu) lamelar şi eutecticele ternare şi cuaternare (Ag-Cu-Zn-Cd) punctiforme.

În figura 4, *d* (× 200, atac cu clorură cuprică amoniacală) este reprodusă microstructura aliajului cu adaosuri de nichel, de compoziţie : 38,18% Ag ; 32,09% Cu ; 28,53% Zn ; 1,12% Ni. Constituţia este alcătuită din dendrite de soluţie solidă α şi eutectic ternar separat interdendritic.

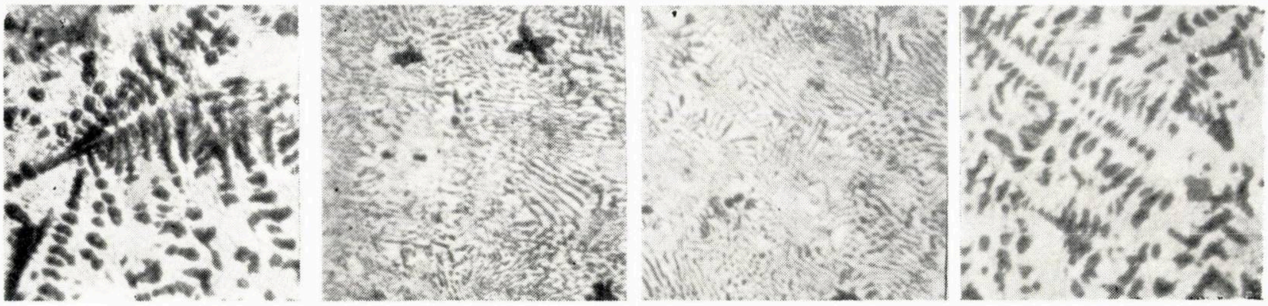


Fig. 4

Tabela 11

Aliaj de lipit folosit	Grosimea pînzei, mm	Grosimea la lipitură, mm	Lăţimea pînzei, mm	Sarcina de rupere, kgf	Observaţii
Seria I – pînze mai late					
I	1,2	1,19	134	6 800	Aliajele sub formă de pilitură
II	1,2	1,18	134	3 800	
III	1,2	1,17	134	2 800	
IV	1,2	1,10	134	4 800	
I	1,2	1,17	134	6 700	Aliajele sub formă de benzi
IV	1,2	1,19	134	6 200	
Seria a II-a – pînze mai înguste					
I	1,5	1,00	105	4 400	Aliajele sub formă de pilitură
II	1,07	1,00	105	4 150	
III	1,10	1,05	105	2 500	
IV	1,10	1,05	105	4 500	
I	1,10	1,10	105	4 950	Aliajele sub formă de benzi
IV	1,10	1,10	105	5 050	

Din analiza structurii şi poziţiei pe diagrama ternară (fig. 2) a celor patru tipuri de aliaje elaborate, se poate trage concluzia că aliajele I şi IV posedă plasticităţi remarcabile, ceea ce s-a confirmat prin laminarea în benzi, şi vor avea caracteristici bune de lipire. Aliajul II are plasticitate redusă şi temperatură de topire destul de ridicată (870 — 890°C).

Aliajul III este adecvat în special pentru lipire sub formă de granule şi posedă temperaturi mai scăzute de topire (680 — 700°C).

Institutul de cercetări forestiere a folosit toate aceste aliaje de lipit sub formă de panglică sau sub formă de pilitură, executînd la Combinatul de industrializarea lemnului din Tg. Jiu mai multe serii de lipiri ale pînzelor de ferăstrău-panglică. Rezultatele încercărilor de rupere sub sarcină la tracţiune sînt sintetizate în tabela 11.

După cum s-a constatat din încercări, cele mai bune rezultate s-au obţinut cu aliajele de compoziţii I şi IV, care au fost introduse în producţie.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Metals Handbook*. Ed. VIII, American Society of Metals, 1961.

[2] Malţev M. V., Barsukova T. A. şi Borin F. A. *Metallografiia ţvetnih metallov i splavov*. Moscova, Metallurghizdat, 1960.

[3] Gâdea S. şi Protopopescu M. *Aliaje neferoase*. Bucureşti, Editura tehnică, 1965.

CZ 621.741.4.043 :629.113–233.13

Turnarea arborilor cotiți pentru motoare de automobil, în semicochilii, prin metoda reversibilă

Prof. dr. ing. I. PŘIBÝL și ing. I. PLACHY
Școala superioară de mine din Ostrava

La aplicarea și extinderea metodelor noi în producție se mai întîlnesc, destul de des, cazuri de tratare a problemelor la întîmplare, datorită insuficientei cunoașteri a comportării în diferite condiții a aliajelor ce se toarnă, a formei în care se toarnă și a configurației piesei. Aceasta nu a permis extinderea pînă acum a turnării pieselor din oțel în cochilii sau semicochilii, și în aceeași măsură a frînat extinderea metodei de turnare reversibilă.

Metodele de producție amintite pot fi considerate (în cazul că sînt aplicate sub îndrumarea specialiștilor) ca foarte avantajoase atît din punctul de vedere al reducerii consumului de metale, cît și din punctul de vedere al reducerii volumului de muncă și al calității pieselor turnate. Combinarea celor două metode poate duce de asemenea la rezultate practice avantajoase. Bineînțeles, în cazul cînd aplicarea lor este făcută la întîmplare, de nespecialiști, poate duce la rezultate cu totul nesatisfăcătoare.

În cele ce urmează vor fi analizate principiile de bază ale acestor două metode și aplicarea lor practică în cazul turnării din oțel a arborilor cotiți pentru motoare de automobil.

Bazele alimentării corecte a pieselor în timpul solidificării

Tehnologia de turnare trebuie să asigure o solidificare dirijată, iar în timpul solidificării să se realizeze o deplasare a metalului lichid dinspre maselotă înspre locul unde are loc solidificarea. Solidificarea dirijată este caracterizată prin unghiul ω, dat de înclinarea metalului solidificat și a celui care se află încă în intervalul de solidificare, cu deschiderea înspre maselotă (fig. 1).

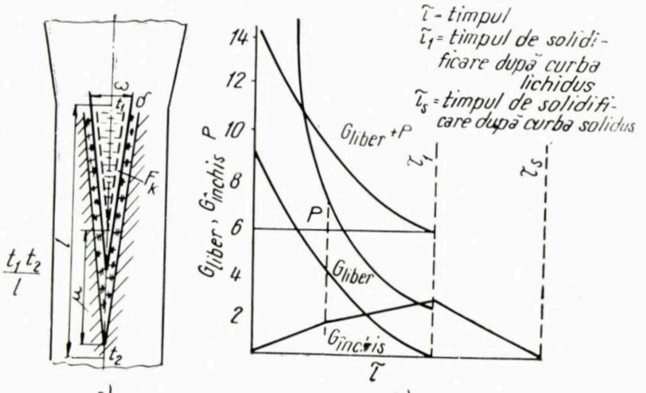

ω
σ
t_1
t_2
F_k
l
$\vartheta = \frac{t_1 t_2}{l}$
a)
14
12
10
8
6
4
2
$G_{liber}, G_{închis}$ P
$G_{liber} + P$
P
G_{liber}
$G_{închis}$
τ
τ_1
τ_s
τ - timpul
τ_1 = timpul de solidificare după curba lichidus
τ_s = timpul de solidificare după curba solidus
b)

Fig. 1

Unghiul ω și distribuția relativă a temperaturii în plan orizontal pe lungimea peretelui piesei $\frac{\Delta t}{e}$ θ reprezintă gradul de solidificare dirijată a piesei.

Cu cît este mai mare ω, respectiv θ, cu atît mai mic este criteriul care indică alungirea retasurii $\psi = \frac{F_k}{F_h}$ care se modifică în timp. F_k este suprafața de cristalizare în momentul dat; F_h — suprafața lichidului în piesă sau maselotă (în același moment).

Cu creșterea unghiului ω se micșorează (în condițiile date) obstacolele în calea deplasării lichidului în curs de solidificare (fig. 1, *a*); în acest caz, acțiunea radială a maselotei ρ este mai mare.

În asemenea condiții este posibil, în cazul pieselor cu grosimi uniforme ale pereților sau crescînd uniform înspre partea superioară, să se utilizeze un număr minim de maselote *n* deoarece

$$n = \text{const.}\ \frac{1}{\varphi} \qquad (1)$$

Acțiunea radială a maselotei se poate influența prin stabilirea unei valori corespunzătoare a cîmpului termic și de forțe ale piesei în curs de solidificare.

Cîmpul termic trebuie să fie caracterizat prin valori mari ale lui ω, θ și ψ. Aceasta se realizează prin: *1* — folosirea de maselote cu turnare directă (fig. 2, *b*); *2* — turnarea piesei într-o poziție avantajoasă, cel mai indicat în poziție înclinată cu umplere de jos în sus (fig. 2, *b*), iar după umplere, rotirea formei pînă în poziție verticală. Mărimile θ (după turnare) și ω vor fi simțitor mai mari decît în timpul turnării, de aceea și acțiunea maselotei va fi mai eficientă (ρ mare); *3* — răcirea treptată corespunzătoare, care face posibilă mărirea valorii lui θ și ρ

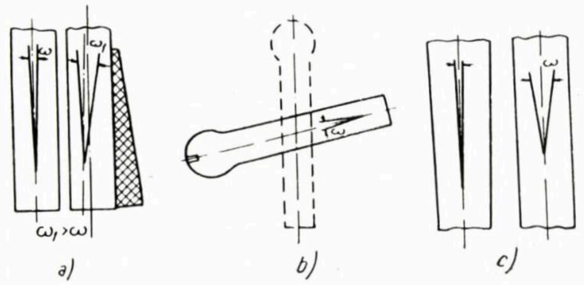


Fig. 2

(fig. 2, *a*). Condițiile de la punctul 1 și 3 sînt valabile bineînțeles în cazul unei solidificări dirijate.

Cîmpul de forțe al piesei în curs de solidificare este reprezentat de presiunea de umplere care în perioada solidificării se reduce cu micșorarea înălțimii coloanei de metal lichid.

Presiunea de umplere P_d în cursul solidificării se compune din presiunea metalostatică $H \cdot \gamma$ plus presiunea P, care acționează la suprafața lichidului, respectiv presiunea gazelor sau atmosferei înconjurătoare :

$$P_d = H \cdot \gamma + P \tag{2}$$

Mărimea $H \cdot \gamma$ se referă numai la cantitatea de lichid liber, deoarece numai acesta e capabil să se deplaseze în decursul solidificării. Lichidul din intervalul de solidificare $(L + S)$, de greutate $G_{închis}$, este împiedicat, în tendința lui de deplasare, de forțele capilare, prezente în această situație, deci pe acest lichid nu se poate conta în completarea contracției (reducerea retasurii). În afară de aceasta, topitura din intervalul de solidificare $(L + S)$ reprezintă și o piedică a deplasării lichidului liber.

Numai realizarea unui criteriu al umplerii (deplasării) mare ζ poate în parte învinge aceste rezistențe. Valoarea lui ζ este dată de relația :

$$\zeta = \frac{H \cdot \gamma \cdot F + P}{\delta \cdot F_{kr} \cdot \gamma}, \tag{3}$$

unde : H este înălțimea coloanei de lichid, m ;
γ — greutatea specifică a aliajului, kg/m³ ;
F — secțiunea medie a topiturii într-un moment dat, m² ;

$H \cdot F = V_{liber}$; $H \cdot \gamma \cdot F = G_{liber}$;

P — presiunea gazelor ce acționează la suprafața topiturii, kgf/m² ;
δ — lățimea fazei lichid + solid (intervalului de solidificare) , m ;
F_{kr} — suprafața de cristalizare în cazul unei solidificări progresive, m² ;

$\delta \cdot F_{kr} = V_{închis}$; $\delta \cdot F_{kr} \cdot \gamma = G_{închis}$

Cu timpul se modifică mult valorile lui H, F, F_{kr} și mai puțin ale lui γ și P (în cazul maselotelor atmosferice). Cu modificarea acestora se modifică și criteriul ζ (scade în timp, ca în fig. 1, *b* : τ_1 = timpul de solidificare după curba lichidus ; τ_s = timpul de solidificare după curba solidus). Din această cauză, partea din piesă care se solidifică ultima prezintă porozități mai accentuate comparativ cu partea ce se solidifică prima. Numai în cazul unor condiții favorabile existente către sfîrșitul solidificării, piesa turnată nu va prezenta în axa termică defecte (porozități). Această situație poate exista în cazul depășirii unghiului critic superior α, ca rezultat al unei combinații favorabile a cîmpului termic și de forțe în perioada solidificării în care se poate realiza o solidificare dirijată a peretelui piesei. Cu cît este mai mare intervalul de solidificare δ (faza $L + S$ din fig. 1), cu atît este mai mare μ la ω = const. ; cu cît este ψ mai mic, cu atît mai mic va fi unghiul critic, din punct de vedere al cîmpului termic.

Cu cît presiunea specifică este mai mare, $P_d = H \cdot \gamma + P$, cu atît mai mic va fi unghiul critic superior α.

Toate condițiile prezentate sînt influențate de trei factori de bază :

a) Proprietățile aliajului. α este cu atît mai mic, cu cît intervalul de solidificare este mai restrîns; conductibilitatea termică λ și acumulația termică $C \cdot \gamma$ sînt mai reduse; viscozitatea este mai ridicată și greutatea specifică mai mare.

b) Proprietățile formei. α este cu atît mai mic, cu cît : conductibilitatea termică a formei este mai mare (interval de solidificare mic); valoarea θ este mai mare. Aceasta se realizează în funcție de metoda de turnare, de exemplu, alimentarea la baza maselotei sau direct prin ea (fig. 2, *b*); presiunea de umplere mai mare.

c) Construcția piesei. α este cu atît mai mic, cu cît înălțimea piesei și grosimea peretelui piesei sînt mai mari.

Se poate trage concluzia că, la înălțimi mici, predomină influența cîmpului termic asupra cîmpului de forțe, iar unghiul critic este cu atît mai mare, cu cît grosimea peretelui piesei este mai mică. Numai după o anumită înălțime apare evidentă acțiunea presiunii de umplere.

Pentru că proprietățile aliajului pot fi considerate practic neinfluențabile și într-o mai mică măsură și construcția piesei este necesar ca atenția să fie îndreptată asupra tehnicii de formare și turnare, care trebuie stabilite în funcție de proprietățile aliajului și ale construcției piesei.

Din alineatul *b* rezultă că la o conicitate minimă (practic zero) a părților piesei se poate realiza o solidificare dirijată, prin :

1. Utilizarea de forme (sau numai a anumitor părți din formă) cu capacitate mare de răcire, cu scopul de a se realiza o solidificare dirijată a întregii piese. În practică se poate realiza prin utilizarea răcitorilor plasați în diferite părți ale piesei (fig. 2, *a*).

În cazul pieselor complicate se vor utiliza răcitori mai ales la nodurile termice nemaselotabile, cu scopul de a se realiza o solidificare a nodului termic înaintea secțiunii din care acesta se alimentează cu metal lichid.

2. Utilizarea maselotelor așezate în partea alimentatorului (sau alimentarea făcîndu-se direct prin masoletă) cu metal lichid sau undeva în apropiere (în nici un caz în partea opusă).

Viteza de turnare mică și, pe cît posibil, poziția formei la turnare și solidificare să fie ca cea din figura 2, *b* (cu linii întrerupte).

Se consideră că este foarte avantajos din punct de vedere al umplerii (în timpul solidificării) în axa termică, să se realizeze răcirea anumitor părți din piesă (în special a nodurilor termice), combinată cu metoda de turnare reversibilă. Cu cît este mai mare gradul de solidificare dirijată ω, cu atît unghiul critic al piesei este mai mic (fig. 2, *c*). La depășirea unei anumite valori a lui se ajunge la un unghi critic, al peretelui piesei, egal cu zero.

În practică se caută să se realizeze această situație, pentru a nu fi nevoie de adaosuri de material la pereții piesei, aceasta realizîndu-se prin deplasarea porozităților axiale în afara piesei.

În cazul cînd calitatea piesei admite într-o anumită măsură porozități axiale, se pot reduce unele măsuri amintite. În practică au fost cazuri cînd prin aplicarea metodei reversibile la turnarea în forme de nisip la un nod termic circular (lung) s-au format la o anumită distanță de maselotă porozități axiale, care au fost descoperite numai la prelucrarea pe mașini-unelte. În acest caz, măsurile indicate la punctul *b* nu au fost suficiente deoarece, din cauza configurației nodului termic (lung și subțire, fără înclinații) acțiunea radială a maselotei nu a acoperit întregul nod termic. În acest caz ar fi fost poate indicat să se utilizeze metoda de turnare reversibilă, combinată cu răcitori prevăzuți în partea opusă alimentării, sau o viteză redusă de umplere în cazul turnării, ca în figura 2, *b*, cînd s-ar fi realizat o presiune de umplere mult mai mare.

Numai în ultimă instanță, cînd nici una din aceste măsuri nu dă rezultat, se trece la modificarea configurației piesei (a nodului termic).

Principii pentru răcirea exterioară a piesei. Din cele expuse rezultă că răcirea exterioară în timpul solidificării mărește (în rest condițiile fiind asemănătoare) acțiunea radială a maselotei (se mărește θ și se micșorează δ și, în funcție de acestea, se micșorează și μ) avînd în ultimă instanță influență favorabilă la reducerea parțială sau totală a porozității axiale și aceasta numai în cazul pieselor cu o înclinare a peretelui deschis spre partea superioară (diferență de grosime în secțiunea de jos față de cea de sus) dar și la piesele mici complicate, cu noduri termice, la care pînă în prezent nu s-a aplicat metoda de turnare nereversibilă. Mărirea vitezei de răcire a unor părți din piesă (noduri termice) se poate realiza prin utilizare de răcitori exteriori și în unele cazuri chiar interiori. Este necesar să se aibă în vedere că răcirea exterioară a nodurilor termice poate fi realizată numai în următoarele cazuri: la mărimi relative și absolute ale nodurilor termice, precum și la suprafețe exterioare medii; la un grad de curgere a metalului (în nodul termic) scăzut; în cazul cînd se realizează o scădere a grosimii peretelui dinspre maselotă înspre partea opusă.

Condițiile enumerate trebuie să se realizeze concomitent dacă se urmărește obținerea unor piese fără defecte.

— De exemplu nodul termic relativ mic poate fi răcit din exterior numai dacă este ca mărime absolută mic , iar nodurile termice relativ mijlocii, numai dacă sînt ca mărime absolută mici dar în același timp subțiri (au suprafață exterioară mare). Nodurile termice relative și absolute mari nu pot fi răcite din exterior.

— Situațiile arătate mai sus sînt valabile în cazul cînd gradul de curgere a metalului este zero sau apropiat de zero. Un grad mic de curgere (relativ și absolut) și îndeplinirea condițiilor de mai sus permit răcirea exterioară. Aceasta este valabil bineînțeles pentru piesele mici. Cu cît piesa este mai mare (cu cît drumul parcurs de metalul lichid în formă la umplere este mai lung), cu atît mai reduse sînt posibilitățile de a se utiliza răcirea din exterior.

— O înclinare continuă a peretelui de la maselotă în jos (cu deschiderea mare înspre maselotă) care nu trebuie întreruptă nici chiar local, deoarece sub aceasta s-ar localiza ulterior retasura. Aceasta este valabil pentru toată piesa și numai parțial pentru diferite secțiuni ale ei.

În cazul în care răcitorul exterior răcește o mare parte din suprafața piesei, în timp ce restul suprafeței piesei este în contact cu forma de nisip, acest răcitor se poate denumi semicochilie, iar cînd răcește toată suprafața piesei, se numește cochilie.

Turnarea în cochilii poate fi aplicată cu succes numai în cazul cînd nu există pericolul unei contracții frînate sau al crăpăturilor în timpul răcirii sau, în ultimă instanță, configurația piesei permite extragerea din cochilie după turnare și răcire. În caz contrar, cochilia este puternic solicitată atît mecanic, cît și termic. Acest gen de piese este mai indicat a se turna în semicochilii. Este indicat ca rețeaua de turnare să fie executată într-un miez de nisip în cazul că nu poate fi conținută în întregime de forma din metal, prelungindu-se cu aceasta durabilitatea semicochiliei. Aceste principii au fost respectate atît la tratarea teoretică a problemei, cît și în cazul aplicării ei practice pentru cazul turnării din oțel a unui arbore cotit. În afară de partea tehnică a problemei, s-a urmărit și partea economică a ei.

---

[*] Mărimea relativă a nodului termic se apreciază după raportul $D_u : D$, unde D_u este diametrul cercului înscris în nodul termic; D — diametrul cercului înscris în secțiunea peretelui din care se alimentează nodul termic la solidificare. Mărimea absolută a nodului termic este dată de volumul de metal lichid în nodul termic în momentul cînd partea din care se alimentează D s-a solidificat.

Turnarea arborelui cotit în semicochilii prin metoda reversibilă

Arborele cotit pentru motorul de automobil este executat din elemente (fig.3), care se asamblează după prelucrare.

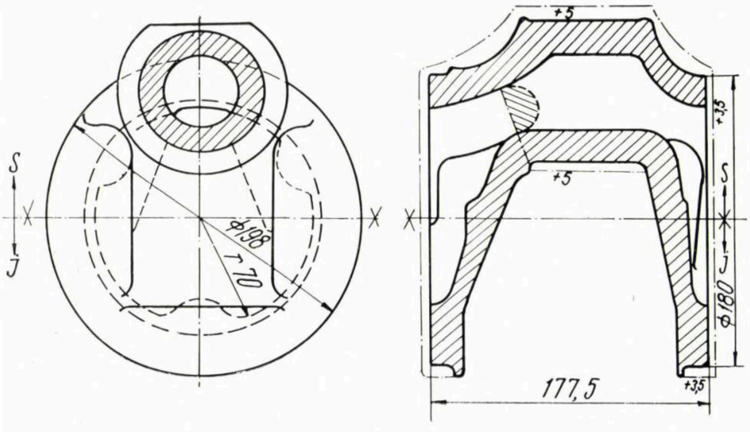


Fig. 3

Formarea s-a făcut după placa model din figura 4. Tehnologia este caracterizată prin utilizarea unui număr mare de miezuri. La un număr de patru piese într-o formă, turnate printr-un singur picior de turnare, erau necesare un număr de 15 miezuri (la o piesă revenind mai mult de 3 buc.). Planul de separaţie este arătat în figura 3.

Reţeaua de turnare se află în miezuri, alimentarea făcîndu-se sub planul de separaţie, prin cele două flanşe laterale, la 1/2 din înălţimea lor.

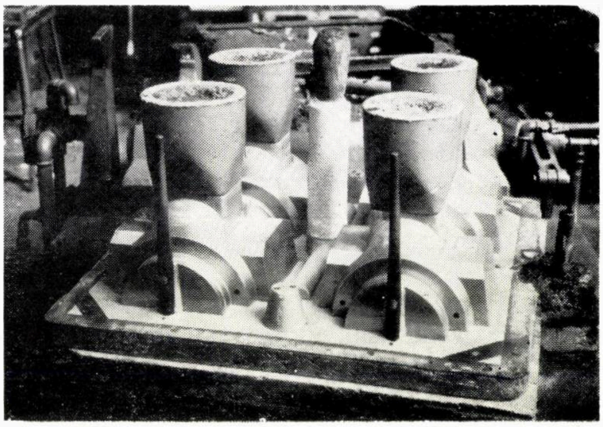


Fig. 4

Maselotele sînt aşezate în partea opusă alimentării, unde ajunge metalul cel mai rece, din care cauză şi dimensiunile lor sînt foarte mari.

Numărul mare de miezuri reprezintă, pe lîngă alte neajunsuri, şi pericol accentuat de incluziuni de nisip. Tehnologia de turnare duce de asemenea la un cîmp termic neuniform în diferite părţi ale piesei, formînd crăpături chiar în timpul cît piesa se află în formă.

Metoda nouă propusă simplifică substanţial tehnologia de formare. Miezurile exterioare au fost eliminate complet, rămînînd doar miezurile interioare (fig. 5).

Din figura 5 rezultă şi planul de separaţie în care este aşezată o maselotă atmosferică închisă, fixată pe fusul manetonului sau palierului. Turnarea se face astfel ca metalul turnat în piesă să treacă tot prin maselotă, fapt ce duce la prelungirea perioadei şi a razei de acţiune a ei. O mare cantitate din căldura conţinută de oţelul lichid este cedată, în timpul umplerii reţelei de alimentare, şi maselotei. Astfel, în nodul termic ajunge metalul cel mai rece. Deoarece în maselotă trece mereu oţel mai cald, se ajunge la sfîrşitul turnării ca în maselotă să rămînă metalul cu temperatura cea mai ridicată, iar în piesă, în partea opusă maselotei, metalul cel mai rece. În cazul cînd se toarnă forma în poziţie înclinată astfel ca partea cu reţeaua de turnare să fie mai jos decît restul piesei (fig. 2, *b*) se obţine un cîmp termic şi mai avantajos în sistemul piesă-maselotă.

Nodurile termice relativ mici (cele două flanşe) pot fi răcite utilizînd răcitori exteriori, deoarece practic prin aceste puncte metalul nu curge, în timp ce secţiunea de legătură dintre flanşe şi nodul termic mare (care este maselotat) poate fi asemănată cu o piesă mică, cu un grad de curgere redus. Prin răcirea exterioară a flanşelor se realizează o solidificare a acestora mai înaintea părţilor de legătură cu nodul termic maselotat, iar a părţii de legătură, înaintea no-

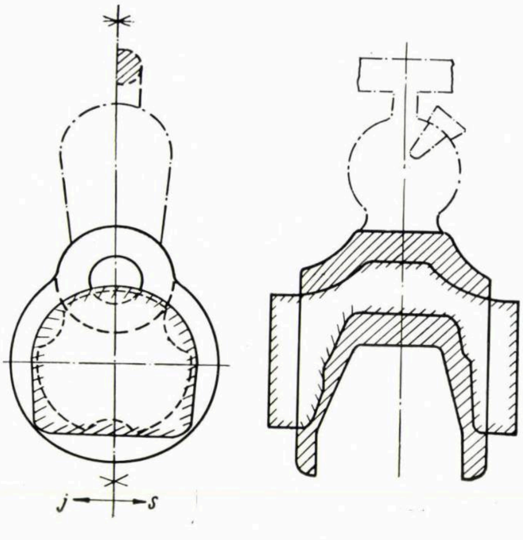
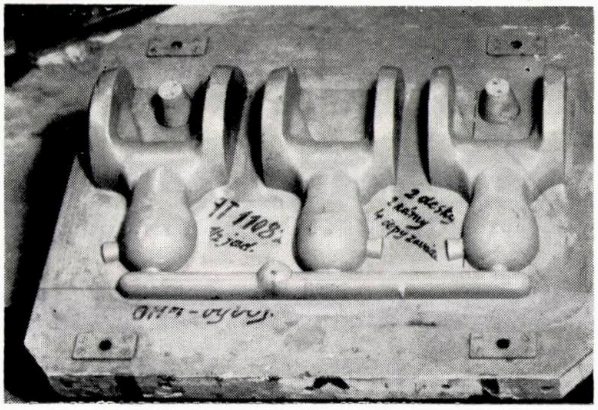


Fig. 5

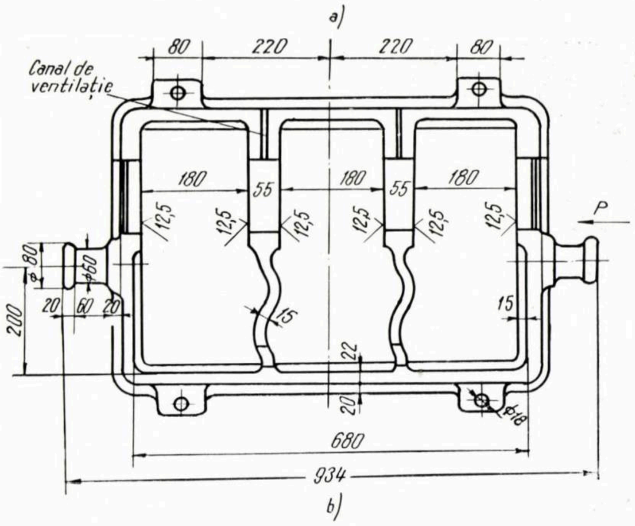
dului termic, şi a acestuia, înaintea maselotei, deci o solidificare dirijată.

După turnare forma se roteşte astfel ca maselota cu metalul cel mai cald să ajungă în partea superioară, prin aceasta realizîndu-se un cîmp termic şi de forţe avantajos solidificării dirijate (fig.2,*b* punctată).

Pentru ca metoda să fie mai economică, s-au montat pe o placă trei modele (fig. 6, *a*), iar pentru a nu fi nevoie de montarea răcitorilor în formă, rama de formare s-a construit în aşa fel, încît ţine loc şi de semicochilie, aşa cum se vede din figura 6, *b*.



a)



b)

Fig. 6

Flanşele fiecăreia din cele trei piese din formă sînt răcite de semicochilie, restul piesei fiind conţinut de forma din nisip.

Formarea în cazul încercărilor s-a efectuat manual, dar în producţia de serie poate fi utilizată şi formarea pe maşini. Forma inferioară cu miezurile montate, precum şi cu miezurile din maselotele închise cu presiune atmosferică, se vede în figura 7,*a*, iar forma superioară, în figura 7,*b*. Tot în figurile 7, *a* şi *b* se văd canalele de aerisire (prevăzute în marca metalică a formei) care conduc gazele rezultate la turnare în exteriorul formei.

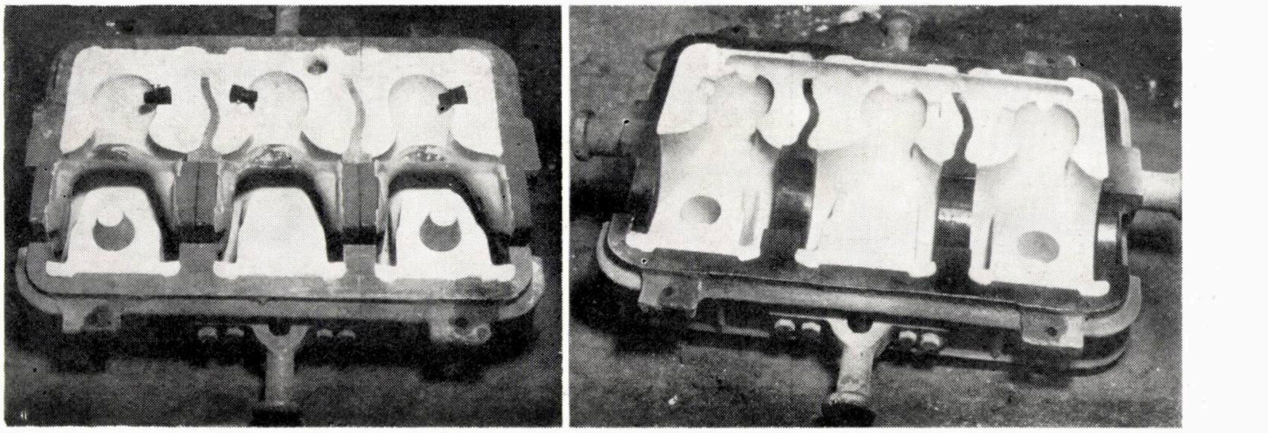


Fig. 7

Traversele ramei de formare, care au rol de semicochilii şi de marcă pentru miezuri, au o configuraţie care permite o dilatare liberă a ramei în timpul turnării. De fapt partea subţire a traversei curbate putea foarte bine să lipsească din punct de vedere al funcţiei tehnologice, dar ea contribuie la rigidizarea ramei de formare.

O vedere de ansamblu a formei pregătite pentru turnare este dată în figurile 8,*a* şi *b*. Partea dinspre pîlnia de turnare trebuie să fie situată mai jos decît partea opusă (după exemplul din fig.2,*b*) ; în această poziţie forma se fixează pînă după turnare, iar forma turnată se roteşte astfel ca maselota (cu reţeaua de turnare) să fie în partea superioară, ca în figura 8,*b*. Axul de rotaţie este astfel ales, încît poziţia normală a formei asamblate să fie cea necesară în timpul solidificării, pe cînd în timpul turnării forma se menţine în poziţie înclinată după sistemul din figura 8,*a*. Piesa turnată şi secţionată este prezentată în figura 9, de unde rezultă că peretele piesei este fără defecte.

Economicitatea metodei. O comparație a cheltuielilor în cazul metodei noi cu cea veche rezultă din tabela 1.

La efectuarea calculelor nu s-a ținut seamă că în cazul noii metode cantitatea de amestec se reduce (rame cu înălțimi mici). De asemenea, piesa poate fi turnată cu adaosuri de prelucrare mai mici (avînd în vedere utilizarea semicochiliilor) deci și o economie de metal. Ca neajuns în cazul acestei metode poate fi considerat faptul că ramele (semicochiliile) sînt mai pretențioase și mai greu de confecționat în compa-

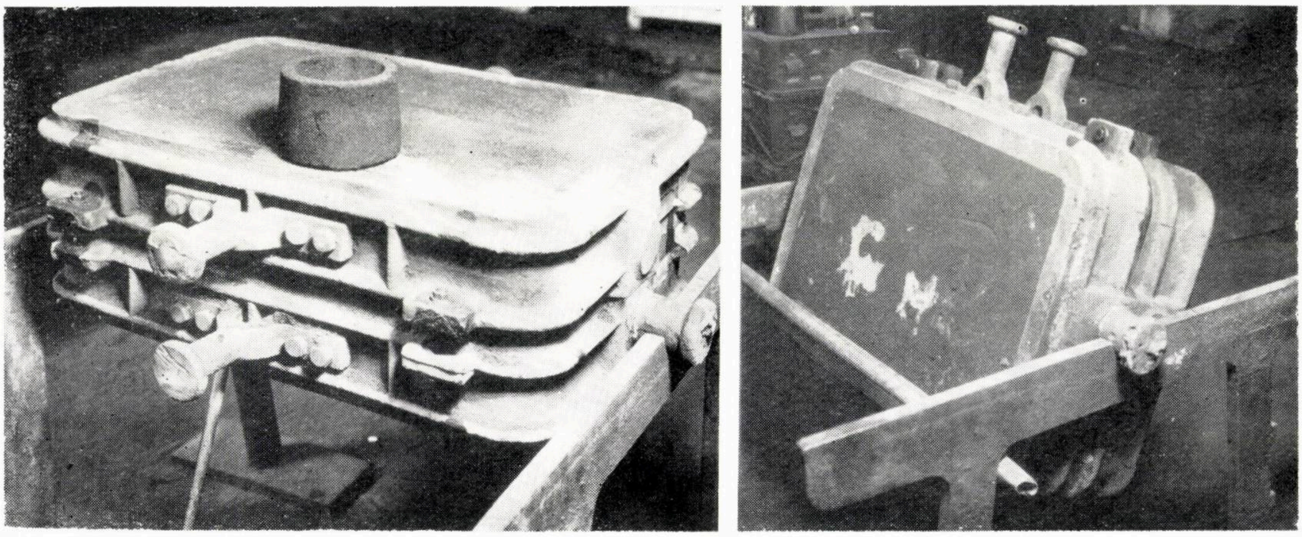

a b

Fig. 8

Tabela 1

Parametri	Metoda actuală			Metoda nouă (propusă)		
A. *Metalul utilizat*						
— Greutatea piesei brute (inclusiv maselote + rețea de turnare)	4 piese în ramă	138,0 kg		3 piese în ramă	83,5 kg	
	— greutatea ce revine unei piese	34,5 kg		greutatea ce revine unei piese	27,8 kg	
— Încărcătura rece pentru o piesă (cu 12 % pierderi)		39,2 kg			31,6 kg	
— Greutatea piesei brute		19,5 kg			19,5 kg	
— Greutatea maselotelor și rețelei pentru 1 piesă		15,0 kg			8,3 kg	
— Utilizarea metalului lichid		56,5 %			70,0 %	
— Utilizarea metalului (raportată la încărcătură)		49,7 %			61,7 %	
B. *Cheltuieli pentru materiale la o piesă turnată*						
— Materiale pentru o piesă turnată	39,2·0,342=	13,40 lei	100 %	31,6·0,342.	10,82 lei	=80,6 %
— Materiale pentru maselote și rețea de turnare	15,2·0,29 . . .	4,35 lei	100 %	8,3·0,29 . . .	2,42 lei	=55,7 %
— Materiale pentru piesa brută		9,05 lei	100 %		8,40 lei	=92,8 %
— Cheltuieli pentru topire (inclusiv 15 % rebut)	39,2·0,47·1,15=	21,20 lei	100 %	31,6·0,47·1,07 inclusiv 7 % rebut	15,85 lei	=70,1 %
— Total cheltuieli pentru materiale		30,25 lei	100 %		24,25 lei	=80,0 %
C. *Salariu și regie*						
— Salariu unitar pe o piesă		8,41 lei	100 %		6,91 lei	=100 %
— Regie 635 % (inclusiv rebutul)		53,40 lei	100 %		43,90 lei	=82,2 %
— Creșterea rebutului (datorită rebuturilor întîmplătoare)		4,20 lei	100 %		3,45 lei	=82,2 %
— Cheltuieli totale legate de salariu și regie (= 1 + 2 + 3)		66,01 lei	100 %		54,26 lei	=82,2 %
D. *Cheltuieli totale la o piesă*		92,26 lei	100 %		78,41 lei	=81,4 %

raţie cu ramele de formare obişnuite. În practică, arborii cotiţi pentru motoare de automobil din oţel se fabrică prin diverse metode, arborii

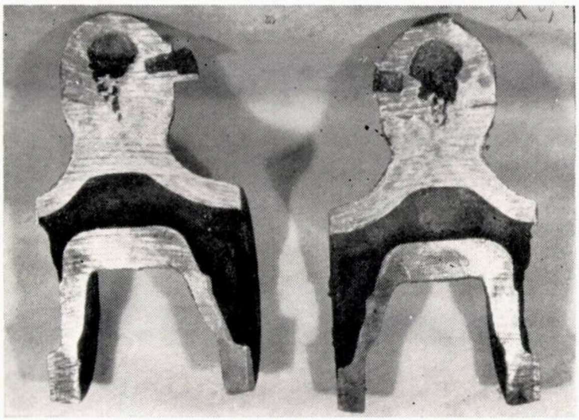


Fig. 9

avînd flanşele de diferite dimensiuni, dar în toate cazurile nodul termic circular, relativ mic. Dacă şi la formarea în nisip ar fi posibil să se obţină flanşele cu un adaos mic şi precis, arborele ar putea fi turnat prin metoda reversibilă totală, în care caz s-ar reduce foarte mult cheltuielile pentru utilaj şi, în special, pentru semicochilii (rame).

Concluzii

Noua metodă de turnare expusă pentru cazul arborelui de automobil este numai un exemplu de stăpînire şi conducere a acţiunii cîmpului termic şi de forţe, astfel încît să se realizeze, pe lîngă o reducere a manoperei şi a consumului de materiale, şi o creştere a calităţii pieselor turnate.

În turnătoriile cu producţie de serie sînt multe alte piese care ar putea fi turnate folosind indicaţiile date mai sus. În aceste turnătorii sînt încă însemnate rezerve, pe care le pot descoperi specialiştii care au o bogată experienţă în domeniul comportării materialelor în diferite condiţii ca rezultat al proprietăţilor metalului, al formei în care se toarnă şi al construcţiei piesei. Aceste probleme pot fi rezolvate numai printr-o confruntare a problemelor teoretice cu rezultatele practice.

CZ 621.785.066.6

Noi băi de săruri pentru tratamente termochimice la temperatură joasă

Ing. GH. SUCEVEANU şi Prof. A. N. MINKEVICI
Institutul tehnologic pentru construcţii de maşini – Bucureşti
Institutul pentru oţel şi aliaje – Moscova

Efectuarea tratamentelor termochimice în băi de săruri la temperatură joasă, cuprinsă cu unele excepţii între 540 şi 600°C, (cianurarea sculelor din oţel rapid, nitrurarea sau sulfizarea pieselor din oţeluri de construcţie) a generat cercetarea şi găsirea a numeroase amestecuri de săruri, care, topite la temperatura de lucru, să prezinte proprietăţile tehnologice şi economice necesare realizării procesului. În marea lor majoritate, aceste amestecuri de săruri au la bază, ca parte activă, care pune în libertate carbonul şi azotul activ, cianurile alcaline şi mult mai rar combinaţii complexe ale acestora, sub formă de ferocianuri şi sulfocianuri. De altfel, este dovedit că rezultatele optime se obţin în băile de săruri conţinînd ca parte activă cianurile alcaline.

Cinetica reacţiilor de descompunere ale unei cianuri alcaline arată că, pentru obţinerea în topitura de săruri a azotului şi carbonului liber, cianura trece printr-o fază intermediară oxidată, cianatul alcalin, care ulterior se descompune şi eliberează elementele atomice dorite, după următoarele reacţii [1]:

$$2\,\mathrm{NaCN} + \mathrm{O_2} = 2\,\mathrm{NaCNO};$$

$$4\,\mathrm{NaCNO} = \mathrm{Na_2CO_3} + 2\,\mathrm{NaCN} + 2\,\mathrm{N} + \mathrm{CO};$$

$$2\,\mathrm{CO} = \mathrm{CO_2} + \mathrm{C}.$$

Găsirea, deci, a unor produse chimice organice, ieftine şi netoxice, care să poată genera în anumite condiţii cianatul alcalin, a preocupat pe unii cercetători în ultima vreme [2], [3], [4]. Cercetările descrise în continuare se înscriu pe aceeaşi linie.

Ca materii prime, într-o primă serie de încercări au fost alese ureea tehnică ($\mathrm{CON_2H_4}$), un produs chimic organic ieftin, uşor de procurat şi netoxic, şi carbonatul de sodiu (soda calcinată), produs chimic anorganic foarte ieftin, uşor de procurat şi de asemenea netoxic [5].

Într-o altă serie de încercări, s-a realizat un amestec similar din uree şi clorură de sodiu, întrucît și acest din urmă produs chimic este foarte ieftin, ușor de procurat și netoxic.

Determinîndu-se curbele de topire ale celor două amestecuri s-a observat că amestecul de uree și carbonat se topește la temperatură joasă (cca. 390°C), ceea ce permite obținerea unei topituri fluide pentru tratamentele termochimice la temperatură joasă. Amestecul de uree și clorură de sodiu se topește la peste 670°C, ceea ce-l face inapt pentru aceste scopuri (fig.1 : *a* — curba de topire a amestecului de 55% CON_2H_4 și 45% Na_2CO_3 și *b* — curba de topire a amestecului de 55% CON_2H_4 și 45% NaCl).

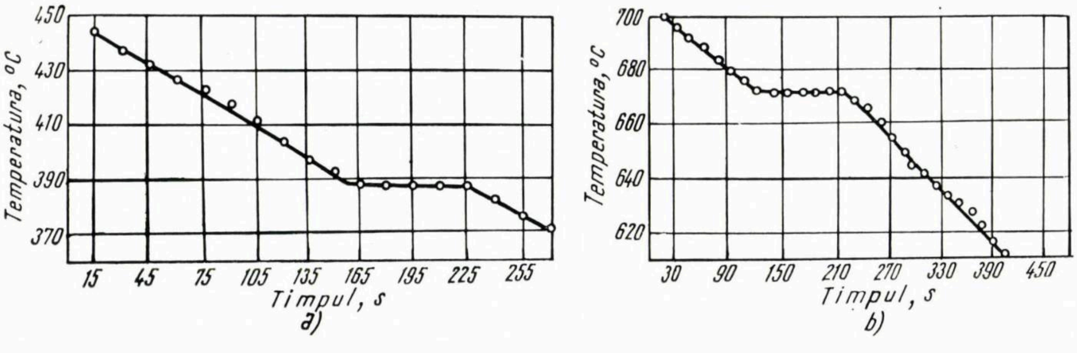


Fig. 1

Reacția de formare a cianatului de sodiu dintr-un amestec stoichiometric de uree și carbonat de sodiu este următoarea :

$$2\,CON_2H_4 + Na_2CO_3 = 2\,NaCNO + 2\,NH_3 + CO_2 + H_2O.$$

Calculul stoichiometric al reacției arată că pentru realizarea integrală a reacției sînt necesare două molecule de uree și o moleculă de carbonat, din care rezultă două molecule de cianat, restul compușilor degajîndu-se. În consecință, amestecul inițial va trebui să conțină 54% uree și 46% carbonat de sodiu (rotunjit 55% uree și 45% carbonat de sodiu).

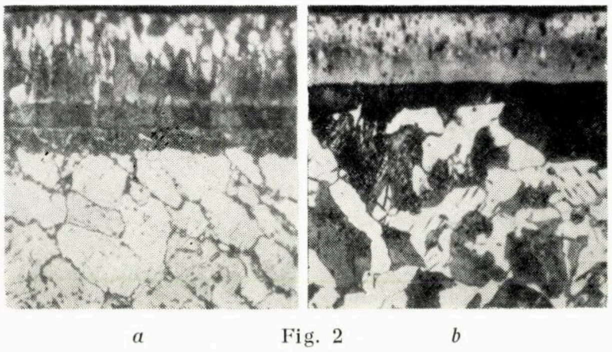
Reacția are loc la temperatura de 380—400°C. Pentru aceasta, încercările au fost efectuate într-un cuptor-baie de săruri, încălzit cu flacără de gaz metan, cu reglaj automat al temperaturii, realizat cu ajutorul unui ventil electromagnetic, care comandă accesul gazului metan la arzător, și un termocuplu Cromel-Alumel cu un milivoltmetru regulator. Creuzetul băii, cu diametrul de 190 și înălțimea de 500 mm, a fost executat din tablă de oțel inoxidabil, de 8 mm grosime, prin sudare.

Baia de săruri a fost preparată prin topirea concomitentă a 16,5 kg uree tehnică și 13,5 kg carbonat de sodiu tehnic la temperatura de 380-400°C. După ce întreaga cantitate de amestec s-a topit, temperatura a fost ridicată pînă la 570°C, la care s-au efectuat toate încercările privind activitatea sa chimică și caracterul tehnologic al acesteia.

În prealabil, pentru saturarea pereților creuzetului, ca și pentru saturarea cu fier a băii propriu-zise, aceasta a fost menținută 25 h la o temperatură de 600°C, după care a fost complet evacuată și înlocuită cu o baie de sare de lucru.

Pentru aprecierea activității băii pe bază de uree, s-a urmărit adîncimea stratului nitrurat, variația în greutate, variația microdurității și variația compoziției chimice pe probe de forme și dimensiuni convenabile, executate din oțel OLC 15, OLC 45 și fier Armco.

Adîncimea stratului nitrurat, obținută pe probe din oțel OLC 15 (Ø 15×10 mm) și OLC 45 (Ø 10×10 mm), menținute două ore la temperatura de 570°C (după ce baia a mers în prealabil în gol încă o oră), a fost de 0,275 mm și respectiv de 0,230 mm; la probele din a doua șarjă menținute aceeași durată la aceeași temperatură, s-a obținut un strat adînc de 0,330 mm și respectiv de 0,275 mm. Aceasta dovedește că baia, după trei ore de funcționare, nu numai că nu-și pierde activitatea ci, din contră, devine mai activă. După o încălzire ulterioară timp de 90 min la temperatura de 350°C și o răcire înceată în cuptor, stratul nitrurat obținut se prezintă ca în figura 2 : *a* — oțel OLC 15; *b* — oțel OLC 45, în care se observă prezența acelor de nitruri specifice și similare celor din straturile obținute în băile de nitrurare, pe bază de cianuri alcaline, la oțelurile OLC 15 și OLC 45.



a Fig. 2 *b*

---

* La încercări au mai luat parte ing. D. Ionescu și A. Radu.

Variația greutății s-a urmărit pe probe în formă de plăcuțe de fier Armco cu dimensiunile de 40 × 20 × 0,05 mm. După o atentă degresare și cîntărire, plăcuțele au fost suspendate timp de două ore în baia de săruri, la temperatura de 570°C. După scoaterea din baie în vederea îndepărtării complete a filmului de sare, plăcuțele au fost fierte în apă cu 5% sodă calcinată și apoi spălate în neofalină și recîntărite. Aspectul acestora, gri deschis, fără pete sau urme de corodare, ușor lavabile, demonstra faptul că amestecul de săruri cercetate nu corodează sau nu oxidează probele, fapt confirmat ulterior și de rezultatele cîntăririlor. Variația greutății a fost pozitivă la toate probele încercate : între + 0,320 (la probele imersate după o oră de la prepararea băii) și + 0,335 (la probele imersate după trei ore de la prepararea băii).

Variația microdurității probelor a fost determinată cu ajutorul aparatului PMT-3, la sarcina de 100 g. În prealabil probele din oțelurile OLC 15 și OLC 45 au fost normalizate. După nitrurare, ele au fost răcite în aer liber. Determinările au arătat că, în cazul oțelului OLC 15, microduritatea a crescut de la 139 la 490μHV, în timp ce la oțelul OLC 45, creșterea a fost cu puțin mai mică : de la 158 la 462μHV.

Variația compoziției chimice, urmărită pe plăcuțe din fier Armco cu o grosime de 0,05 mm și un conținut inițial de 0,06% C, a arătat o creștere sensibilă a conținutului de azot și de carbon. După o oră de la preparare, baia a realizt o saturare în azot pînă la 0,15% și în carbon pînă la 0,25% ; după trei ore de funcționare a băii, conținutul în azot a fost cel mult de 0,17%, iar cel de carbon, pînă la 0,28%.

Dintre cele două amestecuri de săruri topite, amestecul format din 55% CON_2H_4 și 45% Na_2CO_3 s-a dovedit a fi cel mai indicat pentru utilizare; din acest motiv, în continuarea cercetărilor, baia de săruri de mai sus a fost supusă probelor de comportare de lungă durată, urmărindu-se a se determina eficiența sa în timp și condițiile de împrospătare. Pentru aceasta, la temperatura și durata optimă de lucru admisă (570°C, 2 h menținere), s-au tratat probe pentru urmărirea adîncimii stratului nitrurat, a variației în greutate, a microdurității, a compoziției chimice a stratului și a compoziției chimice a topiturii. Probele au fost introduse în baie după 2, 6, 10, 14, 18, 22, 26, și 30 h de la topirea băii, iar probele de sare pentru analiza chimică a topiturii s-au luat imediat după topire, după 2, 4, 8, 16, 22 și 32 h de funcționare a băii. Oțelurile utilizate la executarea probelor, ca și forma acestora din urmă, au fost aceleași ca și în încercările anterioare.

În tabela 1 se dau rezultatele măsurărilor privind adîncimea stratului nitrurat, variația greutății, a microdurității și a compoziției chimice a stratului (în azot și carbon) în cazul duratelor de funcționare a băii de la două ore după topire pînă la 30 h. Se apreciază că fiecare valoare din tabela 1 este media a mai multor măsurări efectuate pe minimum trei probe nitrurate. În tot timpul de 30 h de funcționare, baia a avut o comportare tehnologică bună, nu a format cruste, nu a degajat fum și a păstrat o fluiditate bună. Probele s-au spălat foarte ușor, căpătînd o suprafață cenușie, ușor lucioasă.

Tabela 1

Durata de funcționare a băii, h	Adîncimea stratului nitrurat, mm		Variația greutății plăcuțelor din fier Armco, mg/cm²	Variația microdurității, μHV		Compoziția chimică a stratului nitrurat, %	
	OLC 15	OLC 45		OLC 15	OLC 45	N_2	C
2	0,280	0,230	+0,322	490	462	0,15	0,26
6	0,320	0,275	+0,343	507	468	0,17	0,28
10	0,300	0,260	+0,334	492	459	0,13	0,28
14	0,230	0,205	+0,311	473	402	0,08	0,25
18	0,175	0,170	+0,280	421	367	0,053	0,22
22	0.160	0,150	+0,248	406	331	0,035	0,21
26	0,140	0,130	+0,234	366	298	0,027	0,19
30	0,125	0,120	+0,212	359	294	0,016	0,18

Cu ajutorul datelor din tabela 1 s-a reprezentat în figura 3, *a* și *b* variația adîncimii stratului nitrurat cu durata de funcționare a băii (diagrama din partea superioară) și variația greutății probelor în funcție de același parametru (diagrama din partea inferioară).

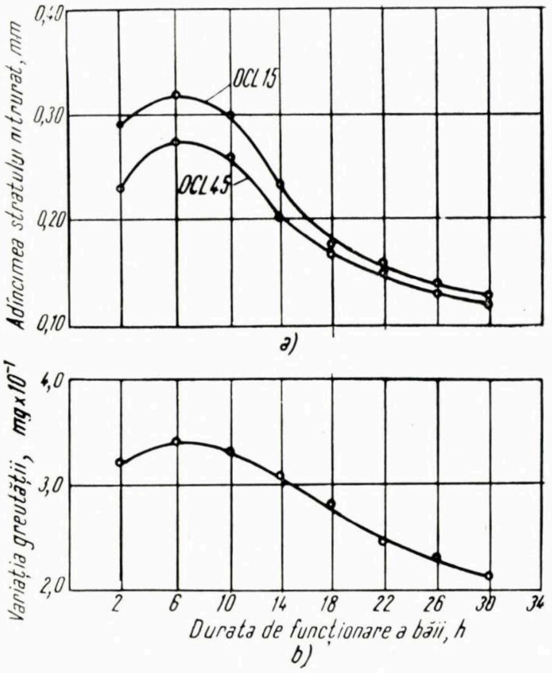


Fig. 3

De asemenea, în figura 4, *a*, se dă variația microdurității pe suprafața unor probe din oțel OLC 15 și OLC 45, în funcție de durata de funcționare a băii de nitrurare formată din 55%

CON_2H_4 şi 45 % Na_2CO_3, iar în figura 4, *b*, variaţia conţinutului în azot şi carbon al unor probe din fier Armco (cu conţinut iniţial în carbon de 0,06 %), în funcţie de durata de funcţionare

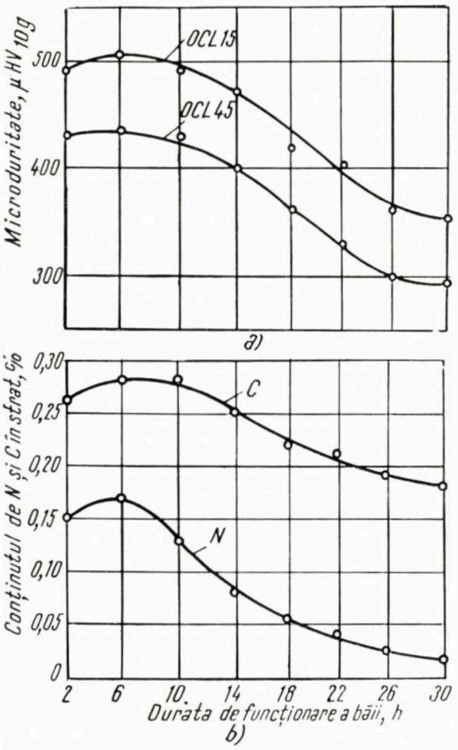


Fig. 4

a băii de nitrurare cu aceeaşi compoziţie de mai sus.

În tabela 2 şi în figura 5 se dă variaţia compoziţiei chimice a băii de sare obţinute din amestecul 55 % CON_2H_4 şi 45 % Na_2CO_3 în funcţie de durata de funcţionare, la temperatura de 570°C.

Tabela 2

Proba nr.	Durata de funcţionare a băii, h	Compoziţia chimică a băii, %				
		NaCNO	NaCN	NaCNO + + NaCN	Na_2CO_3	altele
P_0	după topire	66,9	3,8	70,7	28,5	0,8
P_1	2	51,4	7,6	59,0	40,4	0,6
P_2	4	38,7	11,8	50,5	49,2	0,3
P_3	8	30,9	15,5	46,4	53,1	0,5
P_4	16	20,2	20,0	40,2	59,0	0,8
P_5	32	4,9	27,0	31,9	66,4	1,7

Analiza rezultatelor obţinute în cercetările de determinare a duratei de funcţionare a băii de nitrurare la temperatură joasă, preparată din 55 % CON_2H_4 şi 45 % Na_2CO_3, a arătat că baia prezintă o activitate corespunzătoare pînă la o durată de 8—10 h de funcţionare neîntreruptă la temperatura de 570°C (în care timp baia a fost încărcată cu probe şi piese nitrurate al căror volum a fost de 20—30 % din volumul băii). În consecinţă, la fiecare schimb de 8 h baia trebuie împrospătată cu o cantitate de circa 15 % amestec proaspăt de 55 % CON_2H_4 + 45 % Na_2CO_3, sau circa 10 % cianat alcalin pur. Încercări suplimentare de nitrurare a unor probe din oţel OLC 15 au arătat că în aceste condiţii de reîmprospătare se obţin rezultate constante privind adîncimea de strat nitrurat. De asemenea, compoziţia chimică a băii s-a menţinut în limitele 75—45 % (NaCNO + + NaCN).

Datele prezentate în tabela 1 şi în figurile 3 şi 4 mai arată că baia, deşi conţine cea mai mare parte de cianură sub formă oxidată (cianat), dă rezultate optime după 6 h de funcţionare de la topire, dar rezultate bune se obţin începînd chiar după două ore de la topire, pînă la circa 8—10 h. Realizarea unei asemenea activităţi, după numai două ore de la topire, trebuie pusă pe seama prezenţei preponderente a cianatului alcalin, fapt ce se realizează în băile cu cianură după durate de două—trei ori mai lungi.

Datele din tabela 2, privind variaţia compoziţiei chimice a topiturii în timp, indică o cinetică a reacţiilor conform căreia conţinutul în componenţii activi (NaCNO şi NaCN) scad cu îmbătrînirea băii, crescînd în schimb conţinutul de carbonat alcalin, component inactiv. De remarcat că în condiţiile utilizării unor produse (uree şi carbonat) în stare tehnică, care reacţionează în prezenţa aerului într-un recipient descoperit, nu se poate obţine decît un cianat de o puritate de circa 70—85 %. Este de presupus că prepararea în condiţii speciale a cianatului, astfel încît puritatea sa să depăşească 90 %, va aduce după sine mărirea durabilităţii băii şi eventual a activităţii sale.

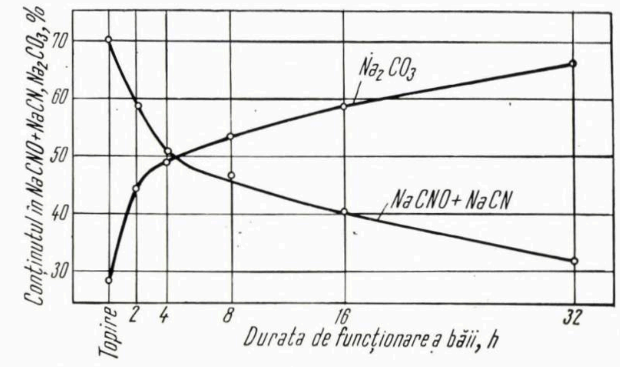


Fig. 5

Concluzii

Amestecul binar de 55 % CON_2H_4 şi 45 % Na_2CO_3, avînd punctul de topire de 380—400°C, poate constitui o baie de sare pentru tratamente termochimice la temperaturi joase, cu activitate și durată de funcționare corespunzătoare.

Față de băile de săruri clasice, pe bază de cianuri alcaline, baia pe bază de uree și carbonat alcalin este cu mult mai ieftină (raport 1 : 3), ușor de procurat (nu necesită substanțe din import) și nu necesită măsuri speciale de tehnica securității și protecția muncii decît după topire și la evacuare, iar topitura epuizată necesită o cantitate mai mică de substanțe de neutralizare.

Adîncimea stratului, microduritatea, conținutul în azot și carbon ale stratului, aspectul microstructural și variația pozitivă a greutății probelor după tratament permit recomandarea acestei băi pentru toate tratamentele termochimice care se fac între 540 și 600°C, și anume : nitrurarea în baie de săruri „moale" a oțelurilor de construcții, cianurarea la temperatură joasă a oțelurilor rapide (cu o diluare corespunzătoare a componenților activi pentru evitarea fragilității stratului) și sulfizarea (sulfocianurarea) oțelurilor și fontelor (cu adaosurile corespunzătoare de compuși de sulf insuficient oxidați).

BIBLIOGRAFIE

[1] Minkevici A. N. *Himiko-Termiceskaia obrabotka metallov i splavov.* Moscova, Mașinostroenie, 1965.

[2] Kalinin A. K. Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metallov, nr. 8, 1961, p. 56—58.

[3] Andracinikov S. L. Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metallov, nr. 2, 1965, p. 47—48.

[4] Suceveanu Gh. Metalurgia, nr. 4, 1963, p. 326—329.

[5] Nenițescu C. D. *Tratat elementar de chimie organică, vol. I.* București, Editura tehnică, 1956.

CZ 621.774.001.4

Solicitările țevilor sub presiune interioară la temperatură normală

Ing. A. ȘERBAN
Fabrica de țevi sudate — București

La noi în țară țevile din oțel se fabrică într-o gamă foarte largă de diametre, de la 5 la 1 020 mm, prin diferite procedee de laminare sau sudare.

Țevile destinate conductelor pentru transportul diverselor fluide sînt supuse unei presiuni interioare.

În lucrarea de față se analizează solicitările țevilor din oțel supuse unei presiuni interioare hidrostatice la temperatură normală.

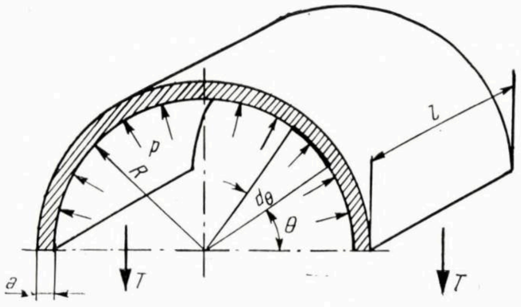


Fig. 1

Pentru aceasta se va tăia imaginar un segment de țeavă de lungimea l printr-un plan diametral și se va echilibra presiunea interioară p cu ajutorul a două forțe T (fig. 1).

În această situație se poate scrie următoarea ecuație de echilibru a forțelor :

$$2T - \int_0^{\pi} p \cdot l \cdot R \cdot \sin\theta \cdot d\theta = 0, \qquad (1)$$

din care rezultă, după integrare :

$$T = \frac{1}{2} p \cdot D \cdot l, \qquad (2)$$

în care : $D = 2R$ este diametrul interior al țevii.

Efortul creat în metal de forța T este :

$$\sigma_T = \frac{T}{F} = \frac{T}{l \cdot a} = \frac{p \cdot D}{2a}, \qquad (3)$$

în care F este suprafața pe care lucrează forța T.

Dacă în formula (3) se înlocuiește efortul creat în metal σ_T cu efortul admis a fi suportat de metalul țevii σ_a, se obține :

$$p = \frac{2 \cdot a \cdot \sigma_a}{D}, \qquad (4)$$

care este formula de calcul al presiunii interioare hidrostatice a țevilor la temperatură normală, prevăzută în standarde și în care:

p este presiunea hidrostatică la temperatură normală, kgf/cm²;
a — grosimea reală a peretelui, cm;
D — diametrul interior al țevii, cm;
σ_a — efortul admis a fi suportat de metal, kgf/cm².

La țevile sudate σ_a se diminuează cu φ — coeficient de calitate al sudurii, adică formula (4) devine:

$$p = \frac{2\,a \cdot \sigma_a \cdot \varphi}{D}. \qquad (5)$$

Pentru a studia solicitările la care este supusă îmbinarea sudată a țevilor sudate, se va lua în cazul general o țeavă închisă la ambele capete în care s-a introdus o presiune hidrostatică p și al cărei cordon de sudură este dispus sub un unghi α față de generatoarea cilindrului țevii (fig. 2).

Considerînd un element - *bcde* - din peretele țevii, se observă că asupra lui lucrează forțele tangențiale T deduse mai sus după formula (2) și rezultate în urma presiunii interioare p care lucrează pe suprafața interioară a cilindrului țevii și forțele axiale A rezultate în urma presiunii interioare care lucrează pe capetele țevii.

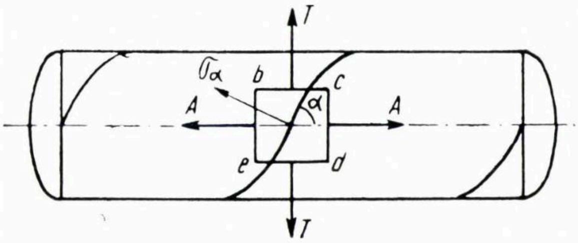


Fig. 2

Mărimea forțelor axiale este:

$$A = \frac{\pi D^2}{4} \cdot p, \qquad (6)$$

iar efortul axial creat în metal de forța A este dat de formula:

$$\sigma_A = \frac{A}{\pi \cdot D \cdot a} = \frac{p\,D}{4a}, \qquad (7)$$

în care:

a este grosimea peretelui;
D — diametrul interior.

Se observă că efortul axial σ_A este de două ori mai mic decît efortul tangențial σ_T.

Neglijînd presiunea radială care lucrează perpendicular pe suprafața elementului - *bcde* - ca urmare a presiunii atmosferice, ea fiind foarte mică în raport cu forțele studiate, rezultă că acest element se află într-o stare de solicitare plană (fig. 3) sub acțiunea forțelor T și A, respectiv a eforturilor principale σ_T și σ_A.

Din figura 3 se observă că:

$$F_\alpha = \frac{F}{\cos\alpha}, \qquad (8)$$

unde F este suprafața.

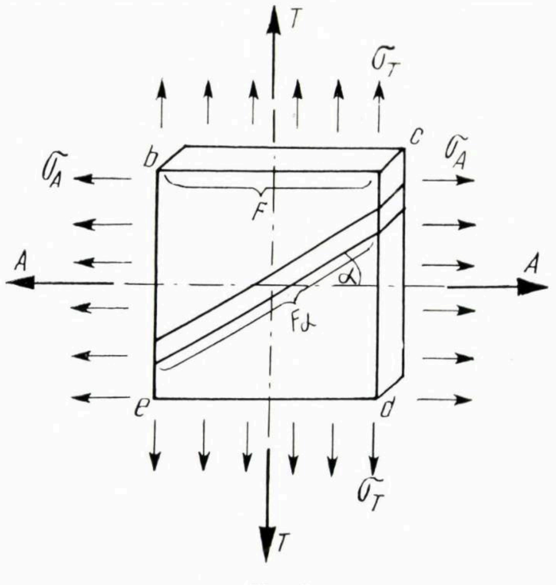


Fig. 3

Separînd jumătatea inferioară a elementului - *bcde* - după direcția cordonului de sudură, indicat în figura 3, se observă că pe suprafața F_α lucrează forțele elementare T_α și A_α cauzate de forțele T, respectiv A. (fig. 4).

Avînd în vedere formulele (8) și (3), se obține:

$$T_\alpha = \frac{T}{F_\alpha} = \frac{T}{F}\cos\alpha = \sigma_T \cdot \cos\alpha. \qquad (9)$$

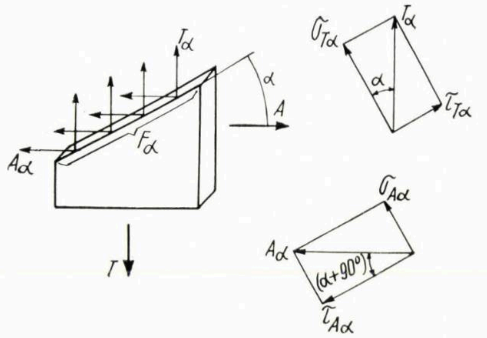


Fig. 4

Din figura 4 se observă că forța elementară T_α se descompune într-un efort perpendicular pe suprafața F_α:

$$\sigma_{T\alpha} = T_\alpha \cdot \cos\alpha = \sigma_T \cdot \cos^2\alpha \qquad (10)$$

şi într-un efort de forfecare paralel cu suprafaţa F_α:

$$\tau_{T\alpha} = T_\alpha \cdot \sin\alpha = \sigma_T \sin\alpha \cdot \cos\alpha = \frac{1}{2}\sigma_T \sin 2\alpha. \qquad (11)$$

Considerînd pozitiv, pentru unghiuri, sensul opus acelor de ceasornic, în mod analog cu relaţiile (10) şi (11) se determină eforturile create în suprafaţa F_α de forţa axială A:

$$\sigma_{A\alpha} = \sigma_A \cos^2(\alpha + 90^\circ) = \sigma_A \sin^2\alpha \qquad (12)$$

$$\tau_{A\alpha} = \frac{1}{2}\sigma_A \sin 2(\alpha + 90^\circ) = -\frac{1}{2}\sigma_A \sin 2\alpha. \qquad (13)$$

Însumînd eforturile (10) cu (12) şi (11) cu (13) care lucrează în suprafaţa F_α, se obţine:

$$\sigma_\alpha = \sigma_{T\alpha} + \sigma_{A\alpha} = \sigma_T \cos^2\alpha + \sigma_A \sin^2\alpha \qquad (14)$$

$$\tau_\alpha = \tau_{T\alpha} + \tau_{A\alpha} = \frac{1}{2}\sigma_T \sin 2\alpha - \frac{1}{2}\sigma_A \sin 2\alpha = \frac{\sigma_T - \sigma_A}{2}\sin 2\alpha. \qquad (15)$$

Înlocuind în (14) pe σ_T şi σ_A cu expresiile (3), respectiv (7), se obţine efortul perpendicular pe direcţia α cauzat de presiunea interioară în ţeavă:

$$\sigma_\alpha = \frac{pD}{2a}\cos^2\alpha + \frac{pD}{4a}\sin^2\alpha = \frac{pD}{2a}\left(\cos^2\alpha + \frac{1}{2}\sin^2\alpha\right). \qquad (16)$$

Înlocuind în (15) aceleaşi valori, se obţine efortul de forfecare:

$$\tau_\alpha = \frac{\frac{pD}{2a} - \frac{pD}{4a}}{2}\sin 2\alpha = \frac{pD}{8a}\sin 2\alpha. \qquad (17)$$

Ţinînd seamă de relaţia (3), formula (16) se poate scrie:

$$\sigma_\alpha = \frac{\sigma_T}{2}(1 + \cos^2\alpha), \qquad (18)$$

iar formula (17):

$$\tau_\alpha = \frac{\sigma_T}{4}\sin 2\alpha. \qquad (19)$$

În cazul particular al ţevilor sudate pe generatoare, unde $\alpha = 0$, formula (18) devine:

$$\sigma_{\alpha=0} = \sigma_T = \frac{pD}{2a}, \qquad (20)$$

iar formula (19):

$$\tau_{\alpha=0} = 0. \qquad (21)$$

Rezultă că la ţevile sudate pe generatoare eforturile create în îmbinarea sudată de către presiunea interioară sînt egale cu eforturile create de forţele tangenţiale, respectiv au o valoare maximă. Efortul de forfecare este nul.

În cazul particular al două ţevi sudate cap la cap, în care $\alpha = 90^\circ$, înlocuind în (18), respectiv în (19), se obţine:

$$\sigma_{\alpha=90^\circ} = \sigma_A = \frac{pD}{4a} \qquad (22)$$

$$\tau_{\alpha=90^\circ} = 0. \qquad (23)$$

Reiese că în cazul unei îmbinări sudate circulare, rezultată din sudarea a două ţevi cap la cap, eforturile create de presiunea interioară asupra îmbinării sudate sînt egale cu eforturile create de forţele axiale asupra ţevii, respectiv au o valoare minimă. Efortul de forfecare este nul.

Din cele de mai sus rezultă că solicitările maxime ale unei îmbinări sudate sînt cele perpendiculare pe direcţia îmbinării sudate.

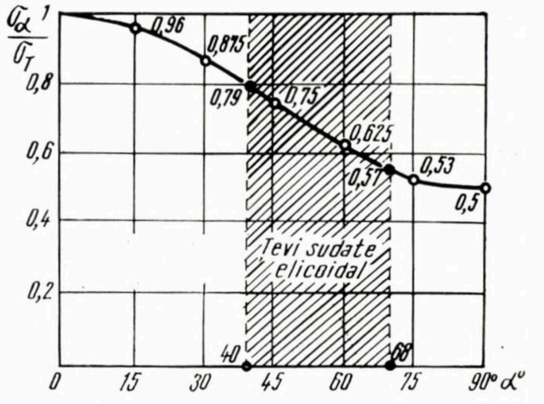


Fig. 5

Se va analiza variaţia raportului dintre valoarea efortului perpendicular pe îmbinarea sudată (18) şi valoarea efortului maxim (3) în funcţie de unghiul α:

$$\frac{\sigma_\alpha}{\sigma_T} = \frac{\frac{\sigma_T}{2}(1 + \cos^2\alpha)}{\sigma_T} = \frac{1}{2} + \frac{1}{2}\cos^2\alpha. \qquad (24)$$

Exprimînd grafic în figura 5 variaţia acestui raport (24), se observă că el descreşte continuu de la valoarea 1 pentru $\alpha = 0$ (ţevi sudate pe generatoare) pînă la valoarea 0,5, pentru $\alpha = 90$ (îmbinare sudată circulară).

Pentru ţevile sudate elicoidal, la care cordonul de sudură face un unghi de 40 pînă la 68° cu generatoarea, rezultă că efortul maxim care este perpendicular pe cordonul de sudură σ_α reprezintă $\frac{\sigma_\alpha}{\sigma_T} = 0{,}79$ pentru $\alpha = 40^\circ$ sau $\frac{\sigma_\alpha}{\sigma_T} = 0{,}57$, pentru $\alpha = 68^\circ$, adică descreşte de la 0,79 pînă la 0,57 din efortul tangențial, cînd înclinarea cordonului de sudură elicoidal crește de la 40 la 68° față de generatoarea țevii.

De aici rezultă că pentru țevile sudate elicoidal, coeficientul de calitate al sudurii $\varphi_{s.e}$ se poate considera că are o valoare egală cu raportul dintre valoarea efectivă φ și $\frac{\sigma_\alpha}{\sigma_T}$, adică

$$\varphi_{s.e} = \frac{\varphi}{\sigma_\alpha/\sigma_T}.$$

Deci, pentru țevile sudate elicoidal cînd $\alpha \geqslant 40°$ și $\varphi \geqslant 0,79$, valoarea coeficientului de calitate a sudurii se poate considera teoretic că este $\varphi_{s.e} \geqslant 1$.

Din aceste motive, după unii autori [3], [4], țevile sudate elicoidal suportă presiuni mai mari decît țevile similare sudate pe generatoare cu același coeficient de calitate al sudurii.

BIBLIOGRAFIE

[1] Olteanu G. *Fabricarea țevilor din oțel de diametre mici sudate pe generatoare.* Metalurgia, nr. 5, 1965, p. 265.
[2] Șerban A. *Considerații asupra fabricării țevilor din oțel sudate elicoidal.* Metalurgia, nr. 3, 1964.
[3] Heinz Fuss și Wolfgang Schmidt. Bänder Bleche Rohre, nr. 6, 1963.
[4] Driam. *Fabricarea tuburilor prin spiralizare.* Pipe Line News, nr. 5, 1960.
[5] Alexander Ivan. *Fabricarea țevilor prin sudură spirală.* Petrol Times, 1634, martie 1960.
[6] Stradtmann. Stahlrohrhandbuch Essen, Vulkanverlag, 1961.

REALIZĂRI TEHNICE

CZ 666.762.2

Fabricarea șamotei silico-aluminoase cu peste 50% Al_2O_3 și a produselor refractare aluminoase

Ing. L. PETRI, ing. A. SZABO, ing. BEATRICE JITEA, ing. I. DRAGOMAN, ing. ERNA POMMER,
ing. A. CORNEANU și ing. V. IVANIOV

La fabricarea produselor refractare silico-aluminoase cu conținut mare de Al_2O_3 (peste 50%), în diferite țări, un timp îndelungat, s-au utilizat ca degresant următoarele materii prime: minerale naturale avînd un conținut de 55 — 62% Al_2O_3 silimanit, andaluzit, disten (cyanit); electrocorindon (Al_2O_3 topit) cu un conținut de 90 — 99% Al_2O_3 [1], [5], [6].

Utilizarea, ca degresant, la fabricarea acestor produse refractare, a șamotei aluminoase sinterizate obținute prin arderea amestecurilor de argilă refractară și alumină tehnică datează numai de circa 20 ani. Deși problema obținerii mulitului ($3Al_2O_3 \cdot 2SiO_2$) prin reacție în fază solidă, la temperaturi de 700 — 1 700°C, între constituenții caolinului și bauxitei sau aluminei tehnice, a fost cercetată mai de mult, totuși producerea unei șamote de tip silimanitic ($Al_2O_3 \cdot SiO_2$) sau mulitic cu structură densă nu a fost posibilă în cuptoarele industriale, datorită faptului că erau necesare temperaturi de ardere ridicate (peste 1 700°C) [1].

Cercetările efectuate asupra factorilor tehnologici (grad de dispersie, mineralizatori etc.) care influențează reacția de mulitizare în fază solidă au arătat posibilitatea obținerii de șamote cu conținut mare de Al_2O_3, avînd structură densă și grad înaintat de mulitizare prin arderea maselor la temperaturi sub 1 700°C, accesibile în cuptoarele industriale [1], [2], [3], [6].

La Fabrica de șamotă — Azuga, pe fluxul de fabricație al cuptorului rotativ se produc în mod uzual șamote aluminoase (SRCA-77; SRCA-79) cu conținut de 45 — 50% Al_2O_3 pe bază de argilă Anina și alumină tehnică.

Intensificarea proceselor în agregatele termice ale industriei siderurgice (furnale, caupere etc.) și ale altor industrii necesită utilizarea unor cantități sporite de produse refractare cu conținut mare de alumină — RD și RE — avînd 50 — 70% Al_2O_3 și fabricate din șamote înnobilate cu alumină tehnică.

În acest scop, s-au efectuat cercetări pentru verificarea experimentală a unor factori tehnologici ce influențează sinterizarea maselor din argilă refractară și alumină, și anume: gradul de dispersie al aluminei, adaosul de mineralizator și temperatura de ardere. S-au cercetat masele silico-aluminoase cu un conținut de 60, 70 și 80% Al_2O_3, notate M1 — M12, la alcăturirea cărora s-a folosit argilă refractară Suncuiuș I.P.171.

Argila refractară Suncuiuș s-a introdus în mase sub formă de fracțiuni 0 — 0,088 mm cu un reziduu de 11,2 % pe sita de 0,088 mm, iar alumina tehnică s-a încercat atît sub formă brută cu un reziduu de 29,5 % pe sita de 0,060 mm, cît și sub formă măcinată cu un reziduu de 1,6 % pe sita de 0,060 mm.

În masele M7 — M12 s-a inclus un adaos de 1 % mineralizator Na_2O sub formă de sodă calcinată sau TiO_2 (rutil), în fracțiuni sub 0,060 mm. Fiecare masă s-a omogenizat uscat timp de 30 min, în mori cu bile de porțelan, apoi s-a umectat cu circa 10 % apă și s-a presat la presa hidraulică la presiunea specifică de 800 kgf/cm² (corpuri de probă — cilindri cu diametrul de 80 mm și înălțimea de 65 mm). După uscare, probele s-au ars în cuptor - cameră la temperaturi de 1 600°C și 1 700°C cu un palier de 2h la temperatura maximă. Componența maselor cercetate și indicele de capacitate de absorbție al maselor arse se arată în tabela 1.

Rezultatele încercărilor efectuate cu scopul de a obține o șamotă densă (tabela 1) arată următoarele :

Tabela 1

Masa nr.	Componenți, %			Adaos 1% peste 100		Conținut Al_2O_3, %	Capacitatea de absorbție, %	
	Alumină brută	Alumină măcinată	Argilă Suncuiuș	Na_2O	TiO_2		1 600°C	1 700°C
M1	40	—	60	—	—	60	11,7	7,8
M2	55	—	45	—	—	70	16,4	12,0
M3	70	—	30	—	—	80	14,0	7,9
M4	—	40	60	—	—	60	1,8	1,4
M5	—	55	45	—	—	70	3,6	1,2
M6	—	70	30	—	—	80	8,2	1,7
M7	40	—	60	1	—	60	10,9	5,1
M8	55	—	45	1	—	70	10,6	7,3
M9	70	—	30	1	—	80	8,2	5,2
M10	40	—	60	—	1	60	12,2	5,3
M11	55	—	45	—	1	70	16,2	10,7
M12	70	—	30	—	1	80	13,2	7,0

— Masele pe bază de alumină tehnică brută fără adaos de mineralizator (M1 — M3), precum și cele cu 1 % adaos de mineralizator Na_2O sau TiO_2 (M7 — M12) nu sinterizează complet pînă la temperatura de 1 700°C, capacitatea de absorbție a maselor arse menținîndu-se ridicate (5,2 — 16,4 %).

— Masele pe bază de alumină tehnică măcinată în fracțiuni de 0 — 0,060 mm (M4 — M6) fără adaos de mineralizator sinterizează la 1 600°C pentru masa M4 cu 60 % Al_2O_3 și la 1 700°C pentru masele M5 și M6 cu 70 % Al_2O_3, respectiv 80 % Al_2O_3.

În încercările semiindustriale de la Fabrica de șamotă — Azuga s-a fabricat un prim lot experimental de circa 100 t șamotă silico-aluminoasă cu un conținut de circa 60 % Al_2O_3. S-a utilizat fluxul tehnologic al liniei 1 de fabricație a șamotei înnobilate.

Ca materii prime s-au utilizat alumina tehnică cu un conținut de 98 % Al_2O_3 și argilă refractară Anina avînd compoziția chimică următoarea : 32,88 % Al_2O_3; 48,63 % SiO_2; 0,96 % TiO_2; 2,48 % Fe_2O_3 ; 0,40 % CaO ; 0,80 % MgO ; 0,49 % Na_2O ; 0,65 % K_2O și 13,15 % P.C. și refractaritatea I.P. 173.

La fabricarea lotului experimental de șamotă cu peste 50 % Al_2O_3 s-au modificat următorii parametri de lucru față de cei uzuali ai procesului tehnologic pentru fabricarea șamotelor SRCA-75 și SRCA-77 :

— la dozarea materiilor prime (argilă și alumină tehnică) s-a utilizat proporția de argilă : alumină = 60 :40 ;

— la măcinarea concomitentă a argilei Anina și a aluminei tehnice în moara cu bile s-a urmărit obținerea de fracțiuni sub 0,060 mm în proporție de circa 90 %, pentru a se realiza un grad de dispersie înaintat al componenților, care favorizează la ardere reacția de mulitizare în fază solidă și obținerea unei șamote dense ;

— la arderea brichetilor în cuptor rotativ s-a ridicat temperatura de ardere, în zona de temperatură maximă, la peste 1 600 °C față de 1 450 °C (temperatura uzuală pentru șamotele SRCA), în scopul obținerii unei șamote dense avînd capacitatea de absorbție sub 4 %.

Parametrii de funcționare ai cuptorului rotativ în cursul fabricării lotului experimental au fost următorii : rotația cuptorului — 0,7 rot/ /min ; alimentarea cu bricheți a cuptorului — 4,1 — 5,0 t/h ; productivitatea cuptorului — 3,3 — 3,7 t/h ; consum de gaz metan — circa 900 Nm³/h ; durata de trecere a materialului prin cuptor — 187 min ; durata de trecere a materialului prin zona de ardere cu temperatură maximă (zonă lărgită) — 67 min ; temperatura în zona de ardere în flacără — 1 700°C ; temperatura în zona de ardere pe material — 1660°C ; temperatura șamotei la evacuarea din cuptor — 1 100 — 1 200°C ; temperatura șamotei la evacuarea din răcitor — 45 — 80°C ; temperatura gazelor de ardere la ieșirea din cuptor — 590 — 690°C ; depresiunea la camera de praf — 15 mm col. apă.

Compoziția chimică și caracteristicile fizice (tabela 2) ale lotului experimental de șamotă cu peste 50 % Al_2O_3 arată că produsul fabricat are indici calitativi ridicați : circa 58 % Al_2O_3 ; 1,92 % Fe_2O_3 ; refractaritate — I.P. 182 și capacitate de absorbție — 0,68 — 3,70 %.

Analiza microscopică a șamotei cu peste 50 % Al_2O_3, fabricată în cuptor rotativ, a arătat că aceasta are o structură uniformă și este constituită dintr-o rețea de cristale aciculare de mulit bine dezvoltate, avînd lungimea de 0,020 — 0,045 mm. Proporția de mulit este de circa 70 %, iar în masa de cristale aciculare de mulit se găsesc, în proporție redusă, circa 5 % cristale prismatice de corindon.

Tabela 2

Caracteristici	Unitatea de măsură	Valori limită	Valori medii
Al_2O_3	%	56,71—58,80	57,99
SiO_2	%	37,06—38,08	37,06
TiO_2	%	0,80—0,89	0,83
Fe_2O_3	%	1,92—1,96	1,92
MgO	%	0,31—0,32	0,32
CaO	%	0,41—0,45	0,45
Na_2O	%	0,44—0,48	0,48
K_2O	%	0,95—1,60	1,06
Refractaritate	I.P.	182—185	182
Capacitate de absorbție	%	0,68—3,70	2,40
Densitate aparentă	g/cm³	2,32—2,49	2,41
Porozitate aparentă	%	1,26—6,24	5,70
Conținut în mulit	%	50—70	60

Din datele comparative ale șamotelor de diferite proveniențe (tabela 3) rezultă că indicii calitativi ai șamotei experimentale fabricate la Azuga în cuptor rotativ se caracterizează prin valori ridicate și corespund unui produs bine ars, dens și avînd un grad avansat de mulitizare. Caracteristicile fizice și chimice ale șamotei cu 58% Al_2O_3, fabricată în cuptor rotativ, sînt apropiate de cele ale șamotelor obținute din minerale naturale (disten, andaluzit) și de cele ale silimanitului natural.

Tabela 3

Caracteristici	Șamotă cu 58% Al_2O_3 fabricată în cuptor rotativ (Azuga)	Șamotă cu cca. 60% Al_2O_3 (pilot ICEM)	Șamotă distenică (ICEM)	Cyanit Lapso-Buru sinterizat (1)	Andaluzit sinterizat (1)	Silimanit din Africa de Sud (1)
Al_2O_3, %	58	60	58,09	62,3	55,4	60,7
Fe_2O_3, %	1,92	1,23	1,66	0,4	1,9	0,5
Refractaritate, I. P.	182	182	182	—	—	—
Capacitate de absorbție, %	2,4	1,4	0	—	—	—
Densitate aparentă, g/cm³	2,41	2,46	2,76	2,63	2,64	3,07
Porozitate aparentă, %	5,7	3,4	0	14,7	9,3	0,81
Conținut în mulit, %	50—70	—	—	69	58	—
Conținut în corindon, %	5	—	—	0	0	—

Din șamota aluminoasă experimentală s-au fabricat, la Fabrica „Proletarul"—Turda, cărămizi refractare aluminoase cu un conținut de circa 52% Al_2O_3. O parte din șamotă s-a granulat la concasor giratoric la granulația 1 — 3 mm, iar altă parte s-a utilizat sub formă de fracțiuni fine (sub 0,2 mm) prin măcinare concomitentă cu argila Anina în moară cu bile, folosindu-se proporția șamotă : argilă = 55 : 45.

Pentru fabricarea cărămizilor s-a utilizat rețeta următoare : 55% șamotă aluminoasă, fracțiune 1—3 mm și 45% amestec șamotă-argilă liant în fracțiuni sub 0,2 mm.

Dozarea s-a efectuat gravimetric, iar amestecarea s-a făcut în amestecător Eirich în șarje de cîte 500 kg, timp de 15 min, folosindu-se barbotină din amestec șamotă-argilă (proporția amestec : apă = 1 : 1). Umiditatea pastei a fost de circa 4%. Fasonarea cărămizilor de format RSM G-4 (260/260/100/130) avînd greutatea de circa 12 kg/buc. s-a făcut la presa cu fricțiune de 120 t, cu zece represări. Densitatea aparentă a cărămizilor crude presate a fost 2,3 g/cm³. Arderea lotului de circa 28 t cărămizi s-a efectuat în cuptor-cameră la temperatura de 1 500°C, cu un palier de 8 h la temperatura maximă. Indicii calitativi ai cărămizilor arse (tabela 4) arată că pe bază de șamotă cu 58% Al_2O_3, fabricată în cuptor rotativ, se pot obține produse refractare aluminoase de calitate superioară avînd : circa 52% Al_2O_3, 1,9% Fe_2O_3, refractaritate, I. P. 179, porozitatea aparentă, 14%, șoc termic, 11 cicluri etc.

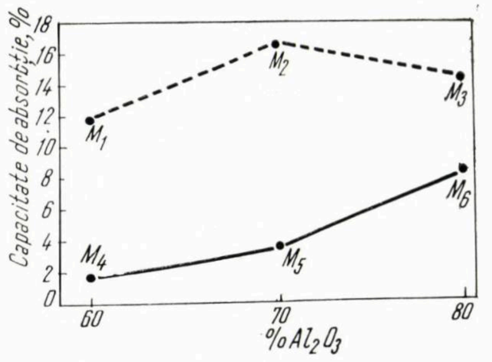


Fig. 1

Așadar, lucrările experimentale efectuate asupra maselor cu 60—80% Al_2O_3 constituite din argilă refractară și alumină tehnică au dus la realizarea, în condiții industriale la Fabrica de șamotă—Azuga, a șamotei cu conținut mare de alumină (cca. 60% Al_2O_3) avînd structură densă

Tabela 4

Indici	Cărămizi format RSM G — 4
Conținut Al_2O_3, %	52
Conținut Fe_2O_3, %	1,8
Refractaritate, I.P.	179
Porozitate aparentă, %	14
Densitate aparentă, g/cm³	2,26
Rezistență la compresiune, kg/cm²	440
Șoc termic, cicluri	11

(capacitate de absorbţie în medie circa 2,4%) şi grad înaintat de mulitizare (50 –70% mulit). În urma lucrărilor s-a asimilat în producţie

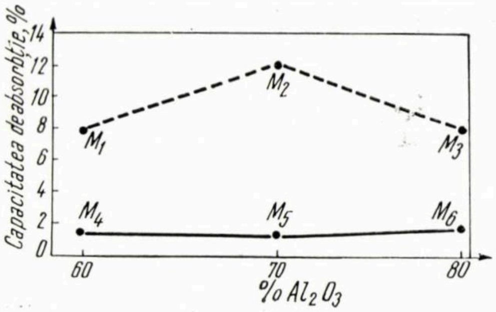


Fig. 2

sortimentul nou de şamotă cu conţinut mare de Al_2O_3 — SRE-82+ — avînd caracteristicile principale fixate prin Norma internă departamentală nr. 10 – 64 (conţinut Al_2O_3 – min. 60% şi capacitate de absorbţie – max. 4%).

BIBLIOGRAFIE

[1] Kiehl J. P. *Les Chamottes de Mullite synthétique frittée*. Silicates Industrieles, nr. 7–8, 1962, p. 345–354.

[2] Kukolev G. V. şi Mihailova K. A. *Vlianie nekotorîh dobavok na spekanie visokoglinoziomistîh mass*. Ogneuporî, nr. 1, 1959, p. 39–44.

[3] Kopeikin V. A. şi Polubojarinov D. N. *O Fazom sostave visokoglinoziomistoi Keramiki*. Ogneuporî, nr. 12, 1960, p. 566–572.

[4] Schmiedt O. *Brennschwunden eines feurerfesten Tones bei Zusatz von Tonerdehydrat und calcinierter Tonerde*. Sprechsaal, nr. 7, 8, 1963, p. 137–141.

[5] Harders F. *Feuerfestkunde*. Berlin, Springer-Verlag, 1960.

[6] Budnicov P. P. *Tehnologia produselor ceramice şi refractare*. Bucureşti, Editura tehnică, 1960.

CZ 669.18.001.4 :543.42

Utilizarea spectrografului P.G.S.-2 pentru analiza oţelurilor la Combinatul siderurgic—Hunedoara*

Chim. M. BENŢA şi chim. I. RÎCĂ
Combinatul siderurgic – Hunedoara

În articolul de faţă se prezintă cîteva din rezultatele obţinute prin aplicarea metodei spectrale la analiza oţelurilor în laboratoarele Combinatului siderurgic–Hunedoara.

Metoda de lucru a fost elaborată ţinînd seamă de nevoile actuale de control analitic al oţelurilor slab aliate. În acest scop s-a stabilit metodologia de lucru pentru determinarea elementelor Mn, Si, Cr, Ni, Mo, V, Cu, Ti.

Aparatura analitică folosită constă din completul spectrografic P.G.S.-2 care se compune din: generator de scînteie de înaltă tensiune HFO-2; spectrograf cu reţea de difracţie P.G.S.-2; spectroproiector SP-2; fotometru rapid G-2.

Generatorul HFO-2 permite excitarea atomilor elementelor cu ajutorul scînteii de înaltă tensiune.

Spectrograful P.G.S.-2, dotat cu o reţea plană cu 650 diviziuni pe milimetru, avînd o dispersie medie de 7,4 Å pe mm, pentru primul ordin spectral, realizează o bună separare a liniilor spectrale în domeniul uzual de lucru ultraviolet şi vizibil.

Spectroproiectorul SP-2 permite observarea spectrelor de pe placa fotografică, mărită de 20 de ori.

Fotometrul rapid G-2 este întrebuinţat pentru măsurarea înnegririi liniilor spectrale.

Alegerea liniilor spectrale analitice s-a făcut folosind tabelele de linii spectrale după Zaidel, Prokofiev, Raischi [1].

Pe baza rezultatelor experimentale au fost alese perechile de linii analitice, corespunzătoare elementelor şi intervalelor de concentraţie prezentate în tabela 1.

Influenţa celui de-al treilea element s-a constatat în special în cazul liniei de Mo 2816,15 Å care se suprapune cu linia de Al 2816,18 Å. De aceea, la analiza oţelurilor aliate cu aluminiu (38 MoCAo9 OAT-5) se foloseşte a doua pereche analitică prezentată în tabelă, care însă este deranjată de conţinuturile ridicate de nichel.

Parametrii de lucru au fost stabiliţi pe cale experimentală. Pentru elementele Mn, Si, Cr,

---

* Lucrarea a fost elaborată în cadrul laboratorului central C.S.H. cu sprijinul chim. N. Chindler.

Tabela 1

Elementul	Lungimile de undă ale perechilor analitice, Å	Limita de concentrație, %
Mn	Mn 2933 — Fe 2936,9	0,65 — 1.80
Si	Si 2516 — Fe 2518	0,05 — 1,00
	Si 2881 — Fe 2876.8	0,50 — 2,00
Cr	Cr 3132 — Fe 3116,6	0,10 — 0,60
	Cr 2822,3 — Fe 2823,3	0,40 — 2,50
Ni	Ni 3414,8 — Fe 3413,2	0.10 — 1,50
	Ni 3515 — Fe 3513,8	0,70 — 4,00
Mo	Mo 2816 — Fe 2813,6	0.10 — 1,00
	Mo 2775 — Fe 2770,5	0,20 — 1,50
V	V 3102,2 — Fe 3083,7	0,06 — 0,50
Cu	Cu 3273,9 — Fe 3277,3	0,05 — 0,50
Ti	Ti 3372,8 — Fe 3370,8	0,02 — 0,30

Ni, Mo, V și Cu s-au stabilit următorii parametri :

— *Generatorul HFO-2* : tensiune de alimentare — 220 V ; tensiunea circuitului secundar —12 kV ; capacitatea —6 nF ; inductanța —0,02 mH ; comanda scînteii — cu motor sincron.

— *Spectrograful PGS - 2* : domeniul spectral înregistrat pe o placă de dimensiuni 9×24 — 2 100 — 3 800 Å ; unghiul de rotire al rețelei — $\alpha = 5{,}61$; unghiul colimatorului — $F = 9{,}4$; înclinarea fantei — $\varphi = 5{,}2$; lățimea fantei — 25μ ; înălțimea fantei — 1 mm ; optica de iluminare — sistem cu trei lentile ; distanța dintre probă și contraelectrod — 2 mm ; timp de prescînteiere — 30 s ; timp de înregistrare — 30 s.

— *Fotometrul rapid G-2*: lățimea fantei —25 μ ; înălțimea fantei —10 mm ; mărirea — ×30 ; tensiunea de alimentare —12 V, furnizată de un acumulator de 80 Ah.

Pentru titan s-au dovedit mai avantajoși următorii parametri : capacitatea — 6 nF ; inductanța —0,m H ; timpul de prescînteiere —1 min, restul parametrilor rămînînd valabili ca și pentru celelalte elemente.

În figura 1 sînt prezentate curbele de prescînteiere cu ajutorul cărora s-au stabilit timpii de prescînteiere pentru toate elementele [3].

Materialele utilizate sînt următoarele : plăci spectrale Agfa Spektral-Platten blau extrahart, format 6×24 ; electrozi spectrali de grafit „Jonson Mattey" tip 4 B — cu diametrul de 6,3 mm, ascuțiți la 90°.

Soluțiile pentru prelucrarea chimică a plăcilor spectrale sînt preparate după rețeta AGFA —11.

Probele analizate sînt luate din producția curentă de oțel, de la cuptoarele electrice.

Probele forjate sau laminate sînt decupate din probele pentru analiza chimică, dîndu-li-se o formă aproape paralelipipedică, cu dimensiunile de $15 \times 25 \times 25$ mm.

De asemenea, s-a încercat luarea probelor prin turnarea în cochilii de cupru și calmarea cu sîrmă de aluminiu, în vederea asigurării unei mai bune omogenități a structurii oțelului. La calmare trebuie avut în vedere să nu se depășească concentrația de 0,2% Al în probă.

Cochilia de cupru are formă cilindrică cu diametrul de 100 mm și înălțimea de 120 mm, iar lingoul obținut are dimensiunile următoare :

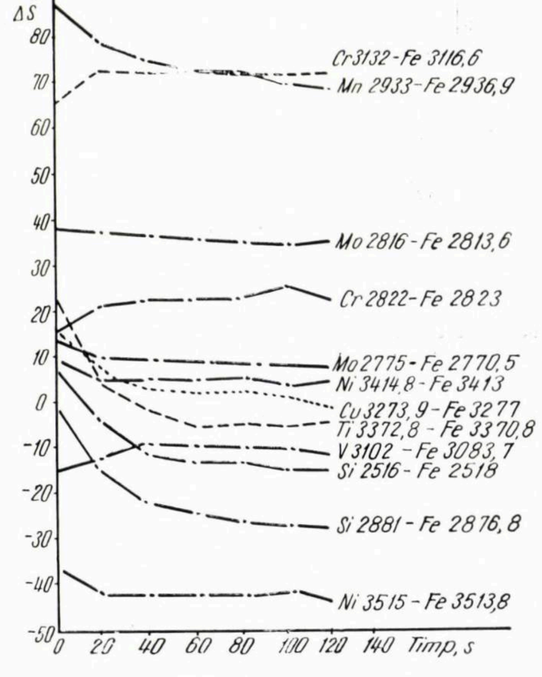


Fig. 1

diametrul mic 32 mm, diametrul mare 64 mm și înălțimea 80 mm. Din el se decupează la ferăstrău partea de jos pe o înălțime de 25 mm care se supune analizei. Proba pentru analiza spectrală nu trebuie să aibă crăpături, sufluri, incluziuni nemetalice etc.

Ca metodă de lucru s-a folosit metoda celor trei etaloane și metoda factorilor de transformare [4].

Analiza constă din următoarele operații :

— Șlefuirea probei: Suprafața care se supune analizei trebuie îndreptată, apoi șlefuită la mașina de șlefuit cu hîrtie abrazivă cu granulație de 120°.

— Fotografierea spectrelor : În cazul metodei celor trei etaloane, se expun pe placa fotografică minimum trei etaloane pentru fiecare element și apoi probele de analizat, fiecare a cîte trei spectre. În cazul metodei factorului de transformare, se expune un singur etalon. Scînteierea se face pe suprafața șlefuită la o distanță de minimum 3 mm de la margine, evitîndu-se suprapunerea scînteilor.

— Prelucrarea chimică a plăcilor fotografice : Developarea se face în 150 ml soluție metol-hidrochinonă la 20°C ± 0,5 timp de 3 min. În timpul developării, cuvei i se imprimă o mișcare oscilantă pentru a asigura uniformitatea procesului de developare. După developare urmează o scurtă spălare în soluţie de acid acetic 1 %, cu oprirea procesului, apoi fixarea imaginii în soluţie de ticsulfat de sodiu timp de 5 min. Spălarea finală a plăcii se face în apă curgătoare timp de 5 min, după care se usucă.

— Fotometrarea constă în măsurarea înnegririi fiecărei perechi de linii spectrale, pentru fiecare spectru şi fiecare etalon şi probă în parte. În timpul fotometrării trebuie asigurată alimentarea cu tensiune constantă a sursei de iluminare a plăcii.

— Calcularea rezultatelor: În cazul metodei celor trei etaloane se construiesc grafice de etalonare pentru fiecare element şi placă în parte, notînd în abscisă logaritmul concentraţiei 10 log C, iar în ordonată, diferenţa înnegririlor transformate ΔP.

Determinarea concentraţiei unui element se face căutînd logaritmul concentraţiei corespunzător diferenţei de înnegrire transformată măsurată. După antilogaritmare se obţine concentraţia în procente a elementului de determinat.

În cazul metodei factorului de transformare, se stabilesc iniţial graficele de etalonare pentru toate elementele de analizat, pentru un anumit lot de plăci şi condiţii de lucru.

Determinarea concentraţiei unui element se face înmulţind factorul de transformare F cu diferenţa de înnegrire transformată ΔP, pentru perechea analitică respectivă, şi căutînd logaritmul concentraţiei corespunzător noii valori $\Delta P'$ obţinute.

Factorul de transformare F se calculează cu ajutorul etalonului de control, făcînd raportul dintre diferenţa înnegririlor transformate ΔP_e, obţinută în condiţiile de etalonare, şi diferenţa înnegririlor transformate ΔP_1 pentru perechea analitică respectivă, obţinută în condiţiile de lucru:

$$F = \frac{\Delta P_e}{\Delta P_l}; \quad \Delta P' = F \cdot \Delta P.$$

Graficele de etalonare s-au construit cu ajutorul mai multor etaloane, de producţie germană, poloneză şi proprii. Pentru exemplificare, se prezintă grafice de etalonare pentru determinarea elementelor din programul analitic (fig.2 : *1* — Ti 3372,8 — Fe 3370,8 ; *2* — V 3102 — — Fe 3083,7 ; *3* — Cu 3273,9 — Fe 3277 ; *4* — — Cr 3132 — Fe 3116,6 ; *5* — Mo 2816 — Fe 2813,6 ; *6* — Si 2516 — Fe 2518 ; *7* — Mo 2775 — Fe 2770,5 ; fig. 3 : *1* — Mn 2933 — Fe 2936,9 ; *2* — Ni 3414,8 — — Fe 3413 ; *3* — Cr 2822 — Fe 2823 ; *4* — — Si 2881 — Fe 2876,8 ; *5* — Ni 3515 — Fe 3513,8).

Eficacitatea metodei a fost stabilită, pe de o parte, prin compararea rezultatelor spectrale cu cele chimice pe probe din producţie (tabela 2) şi, pe de altă parte, printr-o prelucrare statistică a cîte 15 rezultate obţinute pe probe etalon.

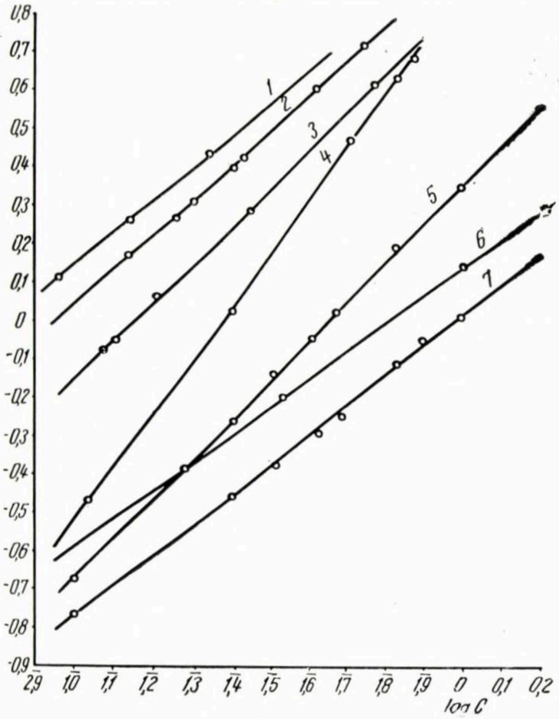


Fig. 2

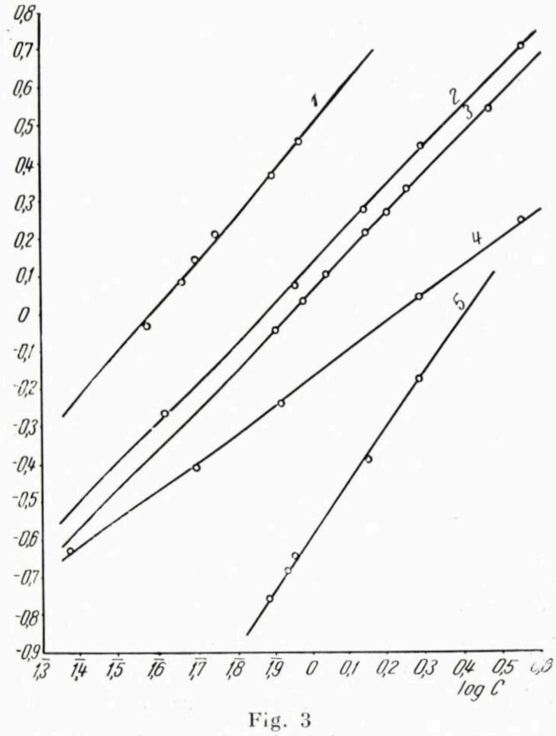


Fig. 3

Abaterile standard pentru anumite concentraţii ale elementelor din programul nostru sînt date în tabela 3.

Tabela 2

Mn, %		Si, %		Cr, %		Ni, %		Mo, %		V, %		Cu, %		Ti, %	
sp.	ch.	sp.	ch.	sp.	ch.	sp.	ch.	sp.	ch.	sp.	ch.	sp.	ch.	sp.	ch.
0,72	0,70	0,74	0,76	1,47	1,48	1,49	1,50	0,27	0,27	0,14	0,16	0,15	0,15	0,08	0,07
1,05	1,05	0,34	0,35	0,23	0,20	1,27	1,33	0,29	0,29	0,19	0,20	0,15	0,17	0,06	0,06
0,94	0,93	0,18	0,20	1,26	1,23	1,52	1,50	0,21	0,21	0,17	0,18	0,16	0,16	0,07	0,07
0,56	0,52	0,67	0,68	1,02	1,04	1,36	1,34	0,23	0,22	0,17	0,16	0,15	0,16	0,07	0,06
0,25	0,25	0,26	0,22	1,24	1,25	0,10	0,10	0,26	0,28	0,16	0,15	0,14	0,16	0,06	0,07
0,25	0,27	0,48	0,48	0,98	0,96	0,12	0,09	0,24	0,24	0,25	0,27	0,13	0,14	0,07	0,07
0,32	0,30	0,42	0,44	1,13	1,14	0,11	0,11	0,23	0,22	0,21	0 20	0,15	0,15	0,06	0,06
0,18	0,20	0,31	0,33	1,04	1,06	0,11	0,13	0,19	0,17	0,18	0,15	0,13	0,11	0,05	0,07

Tabela 3

Elementul	Concentrația, %	Abaterea standard, S	Abaterea standard procentuală, S′
Mn	0,19	0,014	7,3
	0,50	0,025	5,0
Si	0,72	0,030	4,2
Cr	0,23	0,014	6,1
	0,68	0,023	3,4
Ni	0,18	0,012	6,6
	0,86	0,022	2,6
Mo	0,18	0,006	3,2
	0,33	0,009	2,7
V	0,14	0,009	6,4
Cu	0,16	0,007	4,3
Ti	0,06	0,004	6,6

Din examinarea abaterilor standard rezultă că metoda este suficient de precisă pentru controlul analitic al compoziției oțelurilor slab aliate. Metoda este aplicată curent începînd din trimestrul al II-lea al acestui an.

Productivitatea metodei este superioară metodelor chimice, deoarece deși ciclul analitic este de circa 4 — 5 ore pentru circa 20 probe a cîte 8 elemente, totuși 2 laboranți pot executa pe schimb circa 250 elemente.

BIBLIOGRAFIE

[1] Zaidel A. N., Prokofiev V. K., Raiski S. M. și Șreider E. Ia. *Tablîți spektralnîh linii Gostehizdat*. Moscova—Leningrad, 1959.

[2] Kalinin S. K., Iavlev A. A. și Naimark L. K. *Atlas dugovovo i iskrovovo spektrov jeleza*. Moscova, Metallurghizdat, 1953.

[3] Kemula V. și Hulanicki A. *Spektralna analiza emisyjna*. Warszawa P.W.N., 1956.

[4] *Metode moderne în metalurgie* (trad. l. rusă). I.D.T., București, 1956.

CZ 621.747.5

Curățarea pieselor turnate în topitură de săruri alcaline

Chim. E. GRÜNWALD
Uzina „Armătura" – Cluj

În prezent în multe turnătorii se întrebuințează pentru curățarea pieselor turnate metode greoaie, cu randament scăzut, ca : perierea, curățarea cu alice, sablarea, hidrosablarea etc.

Aceste metode de curățare prezintă unele neajunsuri din punct de vedere igienic și tehnologic, ele producînd mult praf, zgomot, umezeală, și avînd productivitate scăzută etc.

Pentru înlăturarea neajunsurilor curățării mecanice, s-a introdus curățarea pieselor turnate prin metode chimice și electrochimice. Dintre aceste metode, cea mai răspîndită este curățarea în acizi, care prezintă unele dezavantaje, concretizate prin pierderile în greutate a piesei într-un procentaj de 2 — 5%, precum și prin degajările de vapori nocivi.

În ultimii ani, s-a răspîndit curățarea pieselor turnate din fontă (și alamă) în topitură de săruri. Această metodă utilizează pentru îndepărtarea impurităților de pe suprafața pieselor efectul reducător al sărurilor alcaline topite sau combinarea acestuia cu un curent continuu de joasă tensiune pentru accelerarea proceselor de oxido-reducere și dizolvare.

Așa de pildă, procedeele cunoscute sub denumirea Kolene - 15 și Virgo nu utilizează curent continuu pentru curățarea pieselor, ci numai efectul reducător al sărurilor întrebuințate.

Ambele metode folosesc topituri alcaline cu săruri oxidante (azotat de sodiu, permanganat de potasiu).

Procedeul cu hidrură de sodiu (procedeul Du Pont), pe lîngă hidroxid de sodiu, întrebuinţează şi hidrură de sodiu, care se formează direct în baie ca rezultat al reacţiei sodiului metalic cu hidrogenul gazos. Această metodă are dezavantajul că intervalul temperaturii de lucru este numai între 360 şi 370°C, iar în anumite condiţii de lucru hidrogenul gazos formează un amestec explozibil cu oxigenul din aer. Rentabilitatea metodei este micşorată şi de preţul ridicat al sodiului metalic.

Procedeele Kolene-E şi Tainton utilizează o topitură de săruri alcaline : hidroxid de sodiu şi clorură de sodiu, la temperatură de circa 500°C, conectînd piesele atît la anod, cît şi la catod, şi folosind o densitate de curent de 5 — 6 A/dm^2.

Procedeul realizat în întreprinderea „Armătura" — Cluj se bazează pe procedeul Kolene-E, deci tratarea anodo-catodică, numai că pe lîngă hidroxidul de sodiu întrebuinţează şi alte săruri alcaline care reduc temperatura de topire a amestecului la 400 — 460°C, asigură fluiditate corespunzătoare şi accelerează reacţiile electrochimice

Componentul principal activ al amestecului este hidroxidul de sodiu şi fluorura de sodiu. Clorura de sodiu şi boraxul micşorează punctul de topire a amestecului şi măreşte fluiditatea topiturii.

După topirea amestecului prin acţiunea curentului continuu, la catod se formează hidrură de sodiu.

În baie, hidroxidul de sodiu disociază în felul următor :

$$NaOH \rightleftarrows Na^+ + OH^-$$

În timpul electrolizei, la catod se separă sodiu, iar la anod, apă şi oxigen. Apa reduce mult randamentul pentru că reacţionează cu sodiul. De aceea, la prepararea băii, hidroxidul de sodiu trebuie deshidratat cu atenţie.

Electroliza hidroxidului de sodiu se petrece conform reacţiei :

$$2\,Na^+ - 2\,OH^- + 2e - 2\,e \rightarrow 2\,Na + 1/2\,O_2 + H_2O\ ;$$

$$Na + H_2O \rightarrow NaOH + 1/2\,H_2$$

În timpul lucrului, hidroxidul de sodiu şi fluorura de sodiu reacţionează energic cu bioxidul de siliciu aflat pe suprafeţele şi interiorul pieselor. O parte din silicatul de sodiu format se depune pe fundul băii, iar o parte se dizolvă :

$$2\,NaOH + SiO_2 \rightarrow Na_2SiO_3 + H_2O\ ;$$

$$6\,NaF + SiO_2 \rightarrow Na_2SiF_6 + 2Na_2O$$

Sodiul metalic reacţionează imediat cu apa, degajînd concomitent hidrogen activ. Acesta din urmă intră în reacţie cu oxizii de pe suprafaţa piesei :

$$Fe_3O_4 + 4\,H_2 \rightarrow 3\,Fe + 4\,H_2O$$

Hidrogenul ce se degajă în timpul reacţiilor realizează o agitare a topiturii, astfel încît suprafaţa pieselor vine în contact cu topitura proaspătă.

Dacă nu este prezentă apă, rolul hidrogenului pentru reducerea oxizilor metalici o preia sodiul metalic, dînd naştere la hidrură de sodiu :

$$2\,Na + H_2 \rightarrow 2\,NaH$$

Hidrura de sodiu se formează numai pe suprafeţele metalice în prezenţa unui curent electric continuu.

Hidrura reduce oxizii conform reacţiilor :

$$Fe_3O_4 + 4\,NaH \rightleftarrows 3\,Fe + 4\,NaOH$$

$$CuO + NaH \rightleftarrows Cu + NaOH$$

$$NiO + NaH \rightleftarrows Ni + NaOH$$

Oxidul de crom se reduce numai pînă la un oxid inferior :

$$Cr_2O_3 + NaH \rightleftarrows 2CrO + NaOH$$

În unele cazuri, sodiul metalic se dizolvă în topitură, difuzează la anod şi, reacţionînd cu apa existentă, duce la formarea hidrogenului. Aceasta din urmă poate forma cu oxigenul degajat la anod un amestec exploziv, sau oxigenul degajat la anod reacţionează cu sodiul metalic, formînd peroxid de sodiu :

$$2\,Na + O_2 \rightarrow Na_2O_2$$

Dacă la curăţarea electrochimică piesele se conectează la anod, se petrece o oxidare superficială. Ca rezultat al acestei prelucrări, pe suprafeţele metalice se oxidează fosforul, sulful şi grafitul :

$$4\,P + 5\,O_2 \rightarrow 2\,P_2O_5$$

$$S + O_2 \rightarrow SO_2$$

$$C + O_2 \rightarrow CO_2$$

Bioxidul de carbon rezultat din oxidarea grafitului intră în reacţie imediat cu hidroxidul de sodiu prezent, formînd carbonat de sodiu :

$$CO_2 + 2NaOH \rightarrow Na_2CO_3 + H_2O$$

Carbonatul de sodiu se depune pe suprafeţele pieselor sub formă de spumă, care din cînd în cînd trebuie îndepărtată.

Oxizii metalici formaţi la prelucrarea anodică se pot îndepărta uşor, dacă piesele se supun ulterior unei scurte prelucrări catodice.

După o astfel de prelucrare, suprafeţele pieselor turnate devin foarte curate, cu strălucire metalică. După o tratare anodică, suprafaţa pieselor se asperizează foarte puțin, aproape insensibil, ușurînd vopsirea și galvanizarea acestora.

Procesul tehnologic și modul de lucru. Piesele destinate curățării se împart în două categorii : piese turnate din fontă cu grafit (fontă cenușie, fontă cu grafit nodular și fontă maleabilă ; în acest caz se inversează curentul) și piese din oțel carbon, oțeluri inoxidabile și speciale, oțeluri rapide și piese turnate din alamă. În acest caz se lucrează numai catodic.

Compoziția topiturii este aceeași pentru ambele categorii de piese.

După ce amestecul a fost așezat în baie, se începe încălzirea. Topirea începe la 320°C — punctul de topire a hidroxidului de sodiu. După topirea întregii mase de săruri, temperatura se ridică la 400°C și se menține la această temperatură o oră, pentru îndepărtarea completă a apei.

Piesele introduse în baie (cu coșuri sau cîrlige) se conectează la catod. După 4 — 6 min se schimbă sensul curentului și piesele se mențin la anod 3—4 min, iar la sfîrșitul operației piesele sînt din nou conectate la catod timp de 2—3 min. Urmează spălarea pieselor în apă rece timp de 1 — 2 min, după care urmează o spălare în apă fierbinte (80—90°C) pentru dizolvarea completă a sărurilor rămase în golul pieselor și pentru uscarea lor rapidă. Pentru neutralizarea substanțelor alcaline rămase în porii suprafeței, se poate întrebuința o soluție de acid fosforic de 10%.

În cazul în care pieselor trebuie să li se asigure un luciu frumos și o rezistență anticorosivă deosebită, ele se tratează în acid fosforic anhidru, la temperatură de 160—170°C, timp de 30—60 s, după care se spală în apă rece și fierbinte.

Indiferent de mărimea pieselor și de cantitatea acestora, timpul necesar curățării rămîne același.

Periodic, în topitură se adaugă substanțe reducătoare în cantități de 0,1 — 0,2%, ca ferocianură de potasiu sau carbid. Dacă aceste substanțe se utilizează corect, suprafața pieselor capătă o nuanță argintie.

Dacă în baie s-a acumulat prea mult oxigen, acesta provoacă colorarea pieselor. Numai la o temperatură de peste 350°C se permite adăugarea ferocianurii de potasiu. Reducerea topiturii în acest caz se produce repede. Un exces de substanță reducătoare provoacă pătarea pieselor. În acest caz, substanța reducătoare se îndepărtează din topitură prin prelucrarea acesteia, folosind curent continuu, catodul fiind o tablă cu o suprafață mare.

În cazul curățării pieselor din oțel după tratamentul lor termic, este inutilă adăugarea ferocianurii în baie, deoarece uleiul aderent pe suprafața pieselor este un agent reducător la temperaturi de peste 350°C, uleiul preluînd astfel rolul ferocianurii.

În general suprafața pieselor nu este cunoscută ; de aceea, dimensiunea acestora se caracterizează prin greutatea și grosimea pereților.

Grosimea peretelui v, care este egală cu valoarea medie a grosimilor măsurate în mai multe puncte ale piesei, se poate calcula cu formula :

$$v = \frac{v_1 + v_2 + \ldots + v_n}{n}$$

Grosimea medie, în mm, a peretelui se măsoară pe abscisă conform diagramei. Valoarea ordonatei găsite la întretăierea dreptei se împarte la greutatea piesei, rezultînd suprafața aproximativă a piesei. Această diagramă se poate utiliza numai la piese cu configurație simplă și cu pereți cu grosimi aproape uniforme.

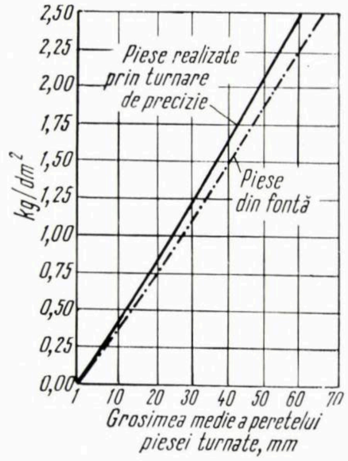


Fig. 1

Datele tehnologice ale procesului de curățare sînt redate în tabela 1.

Tabela 1

Compoziția electrolitului, % greutate	Temperatura electrolitului, °C	Timpul de curățare, min	Densitatea de curent, A/dm²	Tensiunea, V	Timp de spălare, min
NaOH 93,0 NaCl 5,0 $Na_4B_2O_7$ 1,5 NaF 0,5	380—460	12—15	5—10	4—6	4—6

Influența curățării electrochimice asupra proprietăților mecanice și rezistenței contra coroziunii pieselor tratate. Pentru stabilirea proprietăților mecanice ale pieselor curățate electrochimic, epruvetele de încercat au fost supuse curățării, folosind diferite procese tehnologice și regimuri de lucru. În acest fel, s-a schimbat temperatura topiturii și densitatea de curent aplicată. De asemenea, s-a modificat și prelucrarea ulterioară a epruvetelor. Rezultatele obținute s-au raportat la probele standard, care au fost curățate prin sablaj și apoi au fost fosfatate.

Rezultatele încercărilor și modul de lucru sînt expuse în diagramele din figurile 2 și 3.

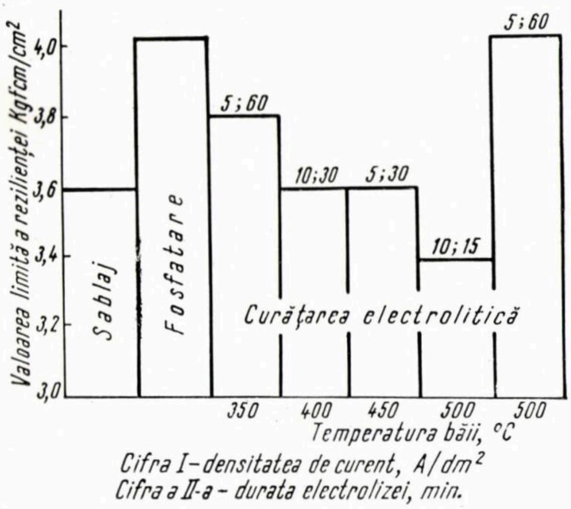


Fig. 2

Din experiențe reiese că rezistența la tracțiune și reziliența epruvetelor prelucrate pe cale electrochimică, pînă la temperatura de curățare de 450°C, nu se schimbă simțitor. La temperatură de 500°C se poate observa o scădere oarecare (tabela 2).

De asemenea, se poate trage concluzia că, lucrînd pînă la temperatura de 400°C timp de 60 — 120 min, la densități de curent normale, nu scad proprietățile mecanice ale probelor. Nu constituie dezavantaj nici introducerea în topitură a substanțelor reducătoare nici tratarea ulterioară a pieselor cu acid fosforic 10%.

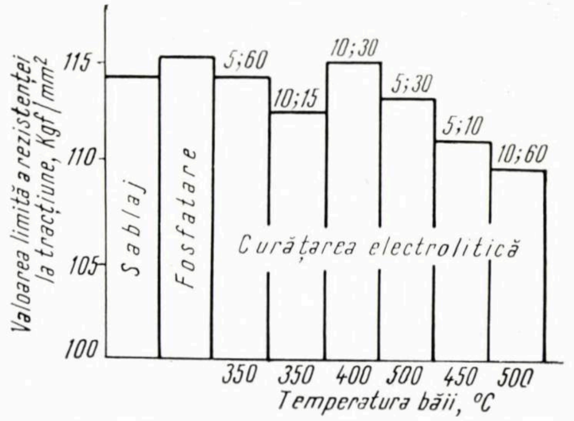


Fig. 3

Deoarece în practică de multe ori se întîmplă ca piesele să se introducă în baie și a doua oară, pentru a îndepărta definitiv impuritățile existente pe suprafață, epruvetele de încercat au fost supuse încă o dată unei curățări forțate (temperatură ridicată, densitate de curent ridi-

Tabela 2

Regim de lucru			Proprietățile mecanice				Observații
Temperatura, °C	Densitatea de curent, A/dm²	Timpul, min	Înaintea curățării electrochimice		După curățarea electrochimică		
			σ_r, kg/mm²	δ, %	σ_r, kg/mm²	δ, %	
320	8	40	—	—	120,5	12,2	După curățare, tratare în H_3PO_4, 10%
320	8	40	—	—	110,7	—	
350	8	20	—	—	118,0	10,5	
350	8	20	—	—	108,2	—	
350	8	40	—	—	125,1	12,0	
350	8	40	—	—	110,0	—	
400	8	30	117,8	12,8	120,0	11,5	În baie nu s-a adăugat CaC_2; după curățare piesele au fost tratate în H_3PO_4, 10%
400	8	30	105,0	—	111,5	—	
400	8	45	123,1	11,8	125,0	12,0	În baie s-a adăugat 0,1—0,2% CaC_2
400	8	45	112,5	—	115,0	—	Epruvetele au fost tratate în H_3PO_4, 10%
400	8	45	125,0	12,0	125,0	12,5	În baie s-a adăugat CaC_2 0,1—0,2%
400	8	45	112,7	—	113,2	—	După curățare epruvetele au fost tratate în H_3PO_4, 10%
300	8	120	—	—	110,4	12,8	În baie s-a adăugat CaC_2 și epruvetele au fost tratate în H_3PO_4, 10%
320	8	120	—	—	115,6	11,7	

cată, durată lungă). Încercările au arătat că nici după a doua curățare nu s-au modificat simțitor proprietățile mecanice ale epruvetelor, față de probele standard.

Se cunoaște foarte bine în industria construcțiilor de mașini ce importanță are rezistența mecanică mare la diferite solicitări a unor piese de mașini. Întrucît la curățarea electrochimică se degajă hidrogen, care defavorizează de multe ori proprietățile oțelurilor, a fost necesară studierea mai apropiată a influenței hidrogenului asupra pieselor curățate electrochimic. Pentru aceasta, probele au fost supuse diferitelor prelucrări, de asemenea forțate. S-a făcut conectarea pieselor la catod — anod — catod, într-un interval de timp de 40 — 120 min.

Proprietățile mecanice ale probelor astfel curățate s-au comparat cu probele care au fost tratate timp de 1 h în acid sulfuric 20%, la temperatură de 60 — 70°C, apoi curățate prin sablaj. S-a observat creșterea proprietăților mecanice ale probelor pregătite electrochimic, față de probele tratate în H_2SO_4, ale căror proprietăți mecanice au scăzut simțitor.

Pentru verificarea proprietăților anticorozive ale suprafețelor metalice curățate electrochimic, epruvetele de asemenea au fost supuse unor procedee și regimuri de lucru variate, luînd ca etaloane de identificare epruvetele sablate.

S-a dovedit că, probele după curățarea electrochimică, precum și după o prelucrare ulterioară în acid fosforic de 10%, la aer nu au prezentat urme de coroziune nici după un timp de șapte zile. În schimb, probele curățate prin sablaj, după două—trei zile au fost corodate parțial.

La încercările în atmosferă umedă s-au dovedit stabile, față de coroziune, acele probe care au fost supuse curățării electrochimice și neutralizării ulterioare cu acid fosforic 10%. Mai puțin au fost stabile, față de coroziune, probele curățate electrochimic, însă fără neutralizare ulterioară în acid fosforic de 10%. Rezistență foarte slabă față de coroziune au prezentat probele curățate prin sablaj. La aceste probe, chiar după 15 — 20 min, apar urme de coroziune, iar după 6 h, toată suprafața este acoperită cu rugină.

Pentru examinarea rezistenței straturilor de vopsele aplicate pe suprafețe curățate electrochimic, un număr de piese astfel curățate, apoi neutralizate în acid fosforic, au fost vopsite cu un grund reactiv G 404 — 50/I și 50/II și cu email E 826 — 0, într-un singur strat. După uscare, epruvetele au fost expuse în atmosferă umedă timp de zece săptămîni. După acest timp, nu s-a observat schimbarea calității stratului de email.

În cursul curățării electrolitice a pieselor din fontă în topitură de săruri s-a ivit problema coroziunii interioare, intercristaline a pieselor, care ar produce tensiuni interne obiectelor curățate.

Pentru a clarifica situația s-au făcut o serie de încercări speciale, care au servit pentru intensificarea coroziunii intercristaline în piesele încercate. Epruvetele din oțel au fost încălzite la 880°C, după care au fost supuse unui tratament de revenire în ulei la 480 — 500°C, și ambutisate la 180°C.

Epruvetele s-au fixat în menghini manuale în stări tensionale, conform figurii 4.

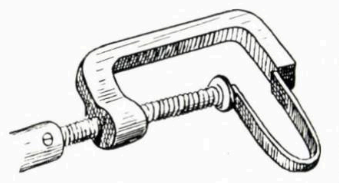


Fig. 4

Probele în astfel de stări tensionale au fost supuse unor procedee de curățare forțată, utilizînd diferite regimuri de lucru. Astfel, s-a prelungit durata curățării, s-a mărit densitatea de curent, precum și temperatura topiturii, față de regimul obișnuit. După curățare, piesele s-au spălat în apă rece și apoi au fost imersate în acid fosforic 10%. Procesul de decapare și curățare s-a repetat în mai multe rînduri.

Rezultatele și procesul tehnologic utilizat este redat în tabela 3.

Tabela 3

Temperatura, °C	Densitatea de curent, A/dm²	Durata curățării, min				Observații
		la catod	la anod	la catod	Total	
330	12	60	5	3	68	Au existat pe suprafața probelor defecte vizibile, însă acestea nu s-au mărit în timpul curățării
330	10	120	5	3	128	Au fost rizuri în curbura epruvetelor care însă nu s-au mărit în timpul curățării
330	10	90	30	3	123	
450	10	90	33	3	126	
330	81	Polaritatea s-a schimbat după 60 minute				Nu au existat defecte pe suprafața epruvetelor
330	81	Polaritatea s-a schimbat după 120 minute				
330	81	55	55	16	126	
330	15	120	120	120	360	

În concluzie, s-au constatat următoarele: dacă epruvetele nu prezentau rizuri sau alte defecte superficiale înainte de curățare, după curățare pe suprafața epruvetelor nu s-au format defecte. Dacă pe suprafața epruvetelor au existat rizuri, adîncituri, acestea nu s-au adîncit. Rezultă deci că, curățarea electrochimică se poate întrebuința între limite mari de temperaturi, iar densitatea de curent și durata prelucrării nu influențează defavorabil proprietățile mecanice și de rezistență la coroziune a epruvetelor.

Avantajele metodei. Topitura nu atacă metalul de bază. În comparație cu soluțiile de decapare acide, produsul activ al topiturii electrolitice (hidrura de sodiu) reduce numai țunderul şi rugina, intră în reacţie cu nisipul ars de pe suprafaţa pieselor; de aceea nu se produce o supradecapare. Acest fapt este avantajos în cazul tratării şi curăţării aliajelor deficitare; metoda este rapidă. În general, durează 10 — 15 min; probleme de coroziune nu există; acelaşi electrolit se pretează şi la alte metale; nu există absorbţie de hidrogen; topitura la temperaturi ridicate curge foarte bine şi intră în orice pori fini; piesele astfel curăţate se pot vopsi imediat; metoda este economică.

Eficienţa economică a metodei. După calcule reiese că, pentru curăţarea unei tone de tablă, sînt necesare 10 kg sodă caustică, iar pentru o tonă de fontă, 4 kg. Consumul de energie electrică la 1 t tablă este de 30 kWh şi pentru 1 t fontă, de 15 kWh.

Practica a dovedit că îndepărtarea ruginii, a ţunderului şi a altor impurităţi se rezolvă mai repede cu această metodă, decît prin curăţare acidă. După datele din literatură, făcînd o comparaţie între metoda electrolitică şi cea de sablare, s-a constatat că prima are o productivitate mărită faţă de metoda a doua.

Lucrînd cu băi voluminoase, eficienţa economică şi productivitatea pot să crească de două — trei ori. Metoda nu are dezavantaje însemnate şi nu necesită instalaţie complicată.

Dintre metodele vechi, cunoscute, nici una nu îndepărtează rugina, ţunderul şi nisipul din locurile greu accesibile din fontă.

Îndepărtarea nisipului ars de pe suprafaţa pieselor din fontă, folosind sablarea, poate provoca deteriorarea suprafeţei metalice.

Folosind metoda curăţării pieselor în topitură de săruri, se pot îndepărta concomitent impurităţi, care prin metodele vechi nu s-au putut curăţa decît în cazul aplicării metodelor combinate ca, de exemplu: flambaj + sablaj, decapare acidă + sablaj etc.

Conform unui antecalcul, după introducerea acestei metode în întreprinderea „Armătura” — Cluj, folosind două băi cu un volum de 2 000 l, economia pe o tonă de piese va fi de circa 16 lei.

BIBLIOGRAFIE

[1] Kuruklis G. A. şi Veresciagina M. G. *Curăţarea electrolitică a oţelurilor şi fontelor în topituri de săruri alcaline.* Moscova, Maşghiz, 1963.
[2] Pollack A. *Procedee electrolitice pentru curăţarea metalelor.* Metall Reinigung und vorbehandlung, nr. 1, 1961.
[3] Taylor N. Metal Treatment and Drop Forging. 1956, vol. 23, nr. 134.
[4] Beiztechnik, nr. 2, 1957, p. 16—17.
[5] Széki P. şi Toth Gy. *Curăţarea pieselor în săruri topite.* Őntöde, nr. 5, 1965.

ACTUALITĂŢI ŞI DISCUŢII

CZ 669.14.002.2(09)

Dezvoltarea şi repartizarea producţiei de oţel în lume

Ing. I. BERTUMÉ
Institutul de proiectări de uzine şi instalaţii metalurgice

Se împlinesc în curînd o sută de ani de cînd a fost întocmită prima statistică privind producţia de oţel în lume (1868), cuantumul acesteia fiind atunci de 330 mii t.

Apreciind că producţia mondială a anului 1965 a fost probabil de ordinul a 460 mil. t, rezultă că în decursul a aproape un secol — timp în care populaţia globului a crescut de circa trei ori — producţia de oţel a ajuns să fie de peste o mie de ori mai mare, indicele specific sporind deci de la circa 0,3 kg/locuitor şi an la circa 140 kg/locuitor şi an. Cu alte cuvinte, un spor de peste 45 000%!

Examinarea statisticilor întocmite ulterior arată însă că dinamica acestei creşteri nu a fost riguros continuă. Crizele economice cu caracter ciclic din ţările capitaliste (în special criza din anii 1929 — 1933) şi diversele conflicte armate care au avut loc — mai ales cele două războaie mondiale — au influenţat sensibil alura generală a curbei de creştere pentru această producţie. Astfel, reperată la intervale regulate, de cîte zece ani, începînd cu anul 1870, dinamica producţiei de oţel în întreaga lume este caracterizată prin valorile din tabela 1.

Ea este prezentată şi în diagramele din figura 1 (curba generală a fost fracţionată în trei perioade, separate între ele prin războaiele mondiale din 1914 — 1919 şi 1939 — 1945), iar în figura 2 este prezentată dinamica producţiei mondiale în perioada 1961 — 1965.

Tabela 1

Anul	Producţia mondială de oţel, t	Indice de creştere	
		faţă de reperul precedent	faţă de primul reper
1870	500 000	—	—
1880	4 200 000	8,4	8,4
1890	12 300 000	2,93	24,6
1900	27 700 000	2,25	55,4
1910	59 000 000	2,13	118,0
1920	71 500 000	1,21	143,0
1930	93 600 000	1,31	187,2
1940	139 300 000	1,49	278,6
1950	192 000 000	1,38	384,0
1960	317 000 000	1,81	694,2

Deşi, în interiorul perioadelor decenale considerate, producţia de oţel a avut şi unele momente de stagnare sau chiar de regres, pe ansamblu evoluţia ei a fost mereu crescîndă. Totodată s-a putut constata că, în afară perioadei iniţiale (1870 — 1890) cînd ritmul creşterii a fost foarte intens — ceea ce este explicabil cînd se porneşte de la cuantumuri de producţie foarte mici — creşterea a fost în general remarcabil de ritmică. Această ritmicitate a fost frînată însă în perioadele dintre anii 1910—1920 şi 1940—1950, cînd efectele depresive generate de războaiele amintite au dus la încetinirea ritmului curent de creştere.

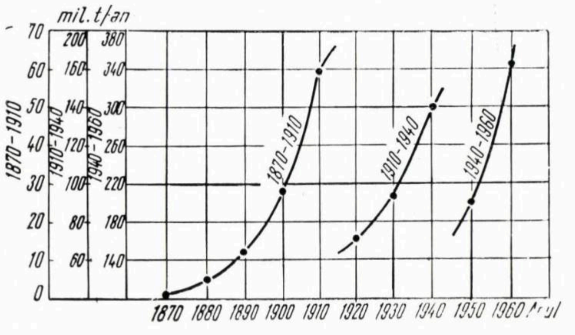


Fig. 1

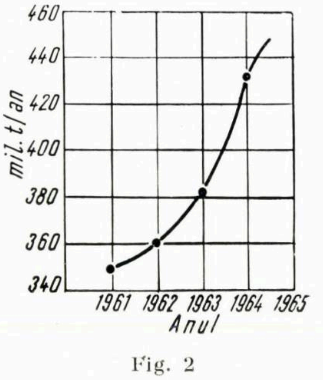


Fig. 2

În ce priveşte perioada 1930 — 1940, oscilaţiile volumului de producţie aferent prezintă un aspect deosebit prin faptul că în primii doi ani acest volum a scăzut la aproape jumătate (de la circa 93,6 la circa 50 mil. t/an), reflectînd astfel consecinţele crizei în care se afla economia capitalistă; după aceea, în decurs de opt ani, producţia de oţel înregistrează un salt spectaculos, de 89 mil. t (+ 180 %), care apare ca normal după terminarea crizei, dar care a fost datorat într-o largă măsură — din punct de vedere al amploarei atinse — şi conjuncturii premergătoare războiului care urma să înceapă în toamna anului 1939.

Mai trebuie remarcat şi faptul că în perioada 1940 — 1950 sporul nu a fost decît de 40 %, întrucît majoritatea ţărilor producătoare importante erau angajate (pînă în 1945) în război, dar în perioada imediat următoare — adică 1950 — 1960 — sporul a depăşit 80 % şi producţia de oţel a lumii a atins un volum de creştere comparabil cu cel realizat în perioadele dintre 1890 şi 1910.

Element obişnuit în statistica comparativă, timpul necesar dublării unei producţii prezintă aspecte interesante şi în domeniul oţelului. Din examinarea datelor rezultă că anii în care producţia mondială de oţel s-a dublat au fost (începînd cu 1876) următorii : 1879, 1886, 1894, 1901, 1911, 1938 şi 1955; intervalele succesive au fost deci de 3, 7, 8, 7, 10, 27 şi 17 ani. În ce priveşte următoarea dublare, calculele de perspectivă întocmite în diferite ţări, la nivelul anului 1955, cînd producţia a fost de circa 272 mil. t, pronosticau realizarea ei în jurul anului 1970.

Ori, dacă se admite că ritmul mediu anual de creştere pe anii 1960 — 1964 (7,2 %) va continua încă trei ani şi dacă se ţine seama şi de producţia de 432 mil. t a anului 1964, se poate anticipa că dublarea următoare se va produce probabil pe la jumătatea anului 1968, adică după 12,5 ani, ceea ce înseamnă că după ,,vîrful'' de interval atins între 1911 şi 1938 , durata ar tinde să se restrîngă din nou către valorile iniţiale (7 — 10 ani) deşi este bine ştiut că o dublare de producţie este cu atît mai greu de realizat,cu cît volumul acesteia este mai important.

Această accelerare a creşterii demonstrează deci, încă o dată, că perioadele de pace sînt incontestabil mai favorabile pentru o dezvoltare a producţiei — chiar cînd este vorba de oţelul atît de necesar fabricaţiei de armament — decît perioadele de război, deşi acestea din urmă prezintă de obicei anumite creşteri explozive.

Un alt aspect al producţiei mondiale de oţel este acela al ţărilor care contribuie la această activitate, numărul lor fiind la ora actuală de circa 50, dintre care 25 au, fiecare, producţii anuale de peste un milion tone. Dacă înaintea celui de-al doilea război mondial numai 14 ţări atingeau şi depăşeau acest cuantum anual (creşterea de producţie se realiza, în acea vreme, aproape numai în aceleași țări), după anul 1950 se constată că țări care mai înainte figurau cu cantități foarte mici pe lista producătorilor de oțel ajung să ocupe acum locuri importante. Printre acestea trebuie menționate: Austria (3,2 mil. t/an), R.P. Chineză (18,5 mil. t/an, în 1960), India (6 mil. t/an, în 1963), Mexic (2,2 mil. t/an), Republica Socialistă România (3 mil. t/an), R.P. Ungară (2,4 mil. t/an) etc. Totodată această listă s-a îmbogățit cu țări care mai înainte nu figurau de loc, cum ar fi Argentina, Brazilia, Chile, R. P. D. Coreeană, Turcia, Venezuela ș.a. Se remarcă, de asemenea, și țări care în 1938 produceau fiecare doar cîteva mii t/an (R. P. Bulgaria, Danemarca, Elveția, Finlanda, Norvegia etc.), în timp ce azi producțiile lor respective se ridică la sute de mii t/an. În această evoluție generală merită a fi relevat în mod deosebit aportul cu care a intervenit sistemul socialist mondial în creșterea producției de oțel a lumii. Dacă, de exemplu, în 1937 acest aport era egal cu 13,1%, în 1964 el reprezenta mai mult decît dublu, adică circa 32% (lipsesc însă date privind producția actuală a R.P. Chineză și R.P.D. Coreeană).

Creșterea contribuției țărilor socialiste la sporul pe ansamblu al producției mondiale este consecința dezvoltării continue și în ritm deosebit de rapid a producției lor proprii de oțel, așa cum de altfel reiese și din datele cuprinse în tabela 2.

Tabela 2

	Tone în 1950	Tone în 1964	Creșterea (1964/1950)
R.P. Bulgaria	5 000	475 000	de 95,0 ori
R.S. Cehoslovacă	3 122 000	8 377 000	de 2,7 ori
R.P. Chineză	600 000	18 450 000 (1960)	de 30,7 ori (1960/1950)
R.P.D. Coreeană	125 000	1 022 000 (1963)	de 8,2 ori (1963/1950)
R.D. Germană	999 000	3 852 000	de 3,8 ori
R.P. Polonia	2 515 000	8 573 000	de 3,4 ori
Republica Socialistă România	*555 000*	*3 039 000*	*de 5,5 ori*
R.P. Ungară	1 048 000	2 364 000	de 2,3 ori
U.R.S.S.	27 329 000	85 000 000	de 3,1 ori

Din aceste date se poate observa că țările socialiste, trecînd de la o producție globală de 36,3 mil. t în 1950 la aceea de 131,2 mil t în 1964, au realizat o creștere de 3,6 ori (fără a cuprinde și sporul în R.P. Chineză pe perioada 1960 – 1964 și nici acela pe 1963 – 1964 în R.P.D. Coreeană), deși, în același interval, creșterea producției mondiale de oțel a fost de numai 2,1 ori.

În cadrul țărilor socialiste europene, cu excepția R.P. Bulgaria, țara noastră a înregistrat creșterea cea mai substanțială (indicele extraordinar de mare realizat de R.P. Bulgaria se datorește faptului că producția sa în 1950 a fost cu totul neînsemnată: doar 5 000 t, adică de 111 ori mai mică decît a Republicii Socialiste România).

De altfel, dacă se examinează ritmul mediu anual de creștere pentru 32 țări, se constată că în intervalul 1960 – 1964 Republica Socialistă România a ocupat al cincilea loc din lume și primul în Europa, cu un procent de 16,4% (Argentina – 43,7%; India – 24,7%; R.P.D. Coreeană – 22,7%; Japonia – 19,1%; Republica Socialistă România – 16,4%; R. P. Bulgaria – 15,6%; Turcia – 13,6%; Mexic – 13,1%; Olanda – 9,7%; Suedia – 9,6% etc.). În același interval de timp ritmul anual de creștere a întregii producții mondiale a fost în medie de 7,2%, fiind influențat, în principal, de acela al S.U.A. (6,3%), U.R.S.S. (7,2%), R.F. Germană (7,7%), Anglia (5,4%) și Franța (5,4%).

Ritmul ridicat de creștere a producției de oțel în Republica Socialistă România va fi asigurat și în anii viitori – și chiar sporit – prin intrarea în exploatare a Combinatului siderurgic de la Galați. În acest fel, producția specifică a Republicii Socialiste România (care a fost de ordinul a 14 kg/loc. în 1938, 35 kg/loc. în 1950, 45 kg/loc. în 1955, 98 kg/loc. în 1960 și 161 kg/loc. în 1964) va depăși probabil 400 kg/loc. în anii după 1970, valoare care deocamdată este realizată în întreaga lume de numai 12 țări.

Trecînd la un alt aspect al producției mondiale de oțel și anume la felul cum această activitate este repartizată între țările care concură la realizarea ei, statisticile întocmite de către diferite organizații internaționale (O.N.U., Office Statistique des Communautés Européenes etc.) demonstreaază că repartizarea este foarte inegală.

Într-adevăr, circa 50 țări au dat în 1964 o producție de 432 mil. t, dar aproape jumătate din această cantitate (200 mil. t. sau 46,3%) a fost elaborată în doar două dintre ele: S.U.A. și U.R.S.S., iar cinci țări (cele două de mai sus plus Japonia, R.F. Germană și Anglia) au asigurat ele singure aproximativ 70% din producția mondială.

În întreaga lume au fost, în acest an, două țări care au produs fiecare peste 50 mil. t (S.U.A., U.R.S.S.), trei au realizat producții cuprinse între 25 și 50 mil. t (Japonia, R.F. Germană, Anglia), două a căror producție a fost de ordinul a cîte 20 mil. t (Franța și, probabil, R.P. Chineză), cinci avînd producții de 8–10 mil. t (Italia, Belgia, R.P.Polonă, R.S.Cehoslovacă și Canada), șapte cu producții cuprinse între 3 și 6 mil. t (India, Australia, Luxemburg, Suedia, R.D.Germană, Austria și Republica Socialistă România) și șase țări care au produs între 3 și 1 mil. t (Olanda, Spania, R.P.Ungară, Mexic, R.S.F.Iugoslavia și R.P.D. Coreeană).

Rezultă deci că numai circa jumătate (25) din totalul țărilor producătoare au realizat fiecare, în anul 1964, mai mult de 1 mil. t și că producția acestor țări a totalizat aproximativ 424 mil. t, adică 98% din producția de oțel a lumii. Restul de jumătate din producători nu au dat la un loc decît 2%.

În ordine descrescîndă, țările care în 1964 au produs mai mult de 1 mil. t sînt cele din tabela 3 (valorile reprezintă mii t).

Tabela 3

S.U.A.	115 152	Australia	5 100
U.R.S.S.	85 000	Luxemburg	4 560
Japonia	39 792	Suedia	4 488
R.F. Germană	37 344	R.D. Germană	3 852
Anglia	26 652	Austria	3 192
Franța	19 776	*România*	*3 039*
R.P. Chineză	18 450 (1960)	Olanda	2 552
Italia	9 732	Spania	2 424 (1963)
Belgia	8 736	Ungaria	2 364
R.P. Polonă	8 573	Mexic	2 244
R.S. Cehoslovacă	8 377	Iugoslavia	1 677
Canada	8 280	R.P.D. Coreeană	1 022 (1963)
India	5 976 (1963)		

Dacă se raportează însă producția realizată la populația respectivă a acestor țări, indicele specific ce se obține schimbă, uneori sensibil, ordinea de clasificare. Acest aspect apare în tabela 4 (valorile reprezentînd kg oțel/loc. și an).

Tabela 4

Luxemburg	1 380	Polonia	279
Belgia	940	Ungaria	234
R.F. Germană	670	R.D. Germană	224
R.S. Cehoslovacă	605	Olanda	218
S.U.A.	600	Italia	192
Suedia	581	*România*	*161*
Anglia	495	R.P.D. Coreeană	93 (1963)
Australia	460	Iugoslavia	85
Austria	430	Spania	78 (1963)
Canada	425	Mexic	56
Japonia	413	China	30 (1960)
Franța	407	India	13 (1963)
U.R.S.S.	375		

Cele mai importante schimbări de poziție le înregistrează: R.P.Chineză (—), Luxemburg(+), U.R.S.S. (—), Italia (—), Suedia (+) și Austria (+). Fapt fără semnificație dar interesant în sine: numai Republica Socialistă România și Mexic își mențin întrutotul neschimbate pozițiile respective în cadrul celor două clasificări.

Populația celor 25 țări care au realizat fiecare, în 1964, producții de oțel de peste 1 mil. t/an reprezintă circa 2,1 miliarde de locuitori, astfel încît producția lor specifică medie (pe ansamblu) a fost de ordinul a 200 kg/locuitor. În schimb, restul de circa 180 țări din lume, grupînd aproximativ 1,2 miliarde oameni, au produs împreună doar circa 8 mil. t (prin intermediul celor 25 țări cu producții sub 1 mil. t/an), ceea ce a făcut să le revină, la un loc, o producție specifică medie sub 7 kg/locuitor.

Pe întregul glob — circa 3,3 miliarde oameni, în peste 200 țări — indicele producției de oțel a fost astfel de ordinul a 140 kg/locuitor.

Inegalitatea participării țărilor la realizarea producției de oțel în lume devine și mai evidentă dacă se grupează țările producătoare pe baza unui indice specific minimal stabilit, de exemplu, la 100 kg/loc. și an. Procedîndu-se astfel, vor rezulta două mari grupe de producători: prima, în care intră 19 țări cu o populație totală de aproximativ 900 mil. oameni și care a realizat, în 1964, circa 397 mil. t oțel (respectiv 92% din producția mondială), ceea ce corespunde unui indice de ordinul a 440 kg/loc., și a doua, în care intră peste 30 țări, grupînd o populație de circa 1,5 miliarde oameni,care au produs restul de 35 mil. t oțel (deci 8% din producția mondială), realizînd un indice de aproximativ 24 kg/loc.

În același timp însă, în peste 150 țări, cu o populație totală de peste un miliard de oameni, nu s-a realizat nici un fel de producție de oțel.

★

Pe baza datelor prezentate se pot stabili anumite concluzii:

— Nevoile mereu crescînde în oțel ale omenirii, determinate de progresul tehnic și de standardul de viață cu tendință de permanentă ameliorare, nu ar putea fi împlinite decît dacă pentru oțel s-ar găsi un înlocuitor și dacă acesta ar întruni calitățile metalului înlocuit. Pînă acum un asemenea înlocuitor nu a putut fi găsit — cel puțin la scară convenabilă — și deci este normal ca producția oțelului să continue să crească. Cu atît mai mult este valabilă o asemenea concluzie, cu cît regiuni întregi ale globului nu beneficiază încă decît într-o măsură extrem de redusă (iar altele chiar de loc) de avantajele utilizării acestui metal și este firesc ca în toate aceste regiuni cerințele progresului social să ducă la dezvoltarea producției de oțel.

Desigur, este greu să se prevadă modul în care va crește în viitor producția mondială de oțel. Ca dovadă este suficient să fie amintit că în 1958 experţi în materie prevedeau realizabilă o producţie de ordinul a 500 mil. t abia la nivelul anului 1975. Ori, ţinînd seamă de dinamica în curs, este probabil ca această producţie să fie atinsă în jurul anilor 1966 — 1967, deci după numai jumătate din durata prevăzută în 1958. Tot astfel, într-una din publicaţiile O.N.U. din 1959 — în care se examinau tendinţele de perspectivă ale siderurgiei europene — se aprecia că Republica Socialistă România va atinge cuantumul de 3,2 mil. t la nivelul anilor 1972—1975, deci după circa 13—15 ani. În realitate, Republica Socialistă România a străbătut acest pas în numai şase ani, adică în mai puţin de jumătate din timpul apreciat ca necesar.

Se va asista deci, probabil, în continuare — şi pentru încă multă vreme — la o sporire mereu accentuată, an de an, a cantităţilor de oţel pe care siderurgia mondială le va pune la dispoziţia consumatorilor.

— O altă concluzie este aceea că va creşte cu siguranţă numărul ţărilor care să contribuie la realizarea în viitor a producţiei mondiale de oţel. Ca urmare, ţări care azi nu au nici o activitate siderurgică se vor înscrie pe lista celor producătoare, iar ţări care în prezent au producţii neînsemnate vor ajunge să producă cantităţi din ce în ce mai mari de oţel; evoluţia R.P. Chineză şi a Indiei este grăitoare în acest sens.

— Se poate constata, din examinarea resurselor de minereu şi cocs ale fiecăreia dintre ţările producătoare, că producţia de oţel se dezvoltă chiar şi în condiţiile lipsei sau insuficienţei bazei proprii de materii prime (Italia, Japonia etc.); acesta demonstrează că necesităţile progresului tehnic, economic şi social nu pot fi concepute fără o producţie proprie de oţel, care să asigure acoperirea consumului necesar.

— Ca urmare a dezvoltării producţiei este de aşteptat să crească şi nivelul consumului specific de oţel atît în anumite ţări (s-a arătat anterior că în Republica Socialistă România, de exemplu, se prevede o creştere de aproape trei ori), cît şi ca valoare medie mondială. Dat fiind însă creşterea foarte rapidă a populaţiei în ţările Asiei, Africii şi Americii de Sud şi Centrale (ritm mediu anual de creştere 25—30‰), ţări care la un loc grupează două treimi din populaţia lumii, este de aşteptat ca această valoare medie mondială să aibă un ritm de evoluţie relativ lent. O creştere remarcabilă a indicelui de consum este de aşteptat să aibă loc mai ales în ţările aflate în plină dezvoltare economică (R. P. Chineză, India, R. P. Ungară, Republica Socialistă România, R. P. Polonă, Mexic, R.S.F.Iugoslavă etc.), precum şi în unele dintre ţările încă slab dezvoltate dar care au condiţii pentru crearea în viitor a unei siderurgii proprii.

— Ţinînd seamă de dezvoltarea producţiei de oţel din ultimii 10—15 ani în diferite ţări, este de aşteptat ca ponderea ţărilor socialiste în producţia mondială de oţel să crească în continuare. În legătură cu creşterea acestei ponderi sînt semnificative rezultatele întrecerii dintre cei doi giganţi siderurgi S. U. A. şi U.R.S.S. care se desfăşoară de cinsprezece ani încoace în favoarea siderurgiei sovietice, producţia acesteia reprezentînd 31% în 1950, 42% în 1955, 72% în 1960 şi 74% în 1964 faţă de cea a Statelor Unite. La creşterea ponderii producţiei de oţel din ţările socialiste în producţia mondială, o contribuţie şi mai importantă va fi adusă de producţia ce va fi realizată în anii viitori în Republica Socialistă România.

— În sfîrşit se poate aprecia că, independent de amplasamentele teritoriale ale noilor capacităţi de producţie, de gradele comparative ale eficacităţii acestora şi de dezvoltarea producţiei materialelor de înlocuire (în special aluminiul şi masele plastice), producţia mondială de oţel va continua să crească, ca o consecinţă nu numai a dreptului la civilizaţie a tuturor oamenilor, dar şi a progresului acestei civilizaţii.

BIBLIOGRAFIE

[1] Anuarul statistic al R.P.R., 1965.

[2] Diverse publicaţii O.N.U.

[3] Bălan E., Bertumé I. şi Ogrin A. *Evoluţie şi probleme actuale în siderurgie* (*material intern IPROMET*), 1963.

CZ 621.762:001.4

Termeni întrebuinţaţi în metalurgia pulberilor *

Ing. GEORGETA DAN şi ing. AURELIA PROTOPOPESCU
Institutul politehnic „Gh. Gheorghiu-Dej" – Bucureşti
Institutul de cercetări metalurgice

Activare : Aducerea unei pulberi sau a unui comprimat crud — prin intermediul unor agenţi fizici sau chimici — într-o stare în care coeziunea dintre particule este mărită.

Aglomerat : Ansamblu de particule de pulbere legate între ele, de exemplu prin sinterizare sau prin concreştere, sau prin întreţesere mecanică etc.

Amestecare : Omogenizarea perfectă a unor pulberi de aceeaşi compoziţie nominală ca şi a două sau mai multe pulberi de compoziţii chimice diferite.

Analiza granulometrică pe site : Porţiune de particule, reţinute pe o serie de site standard de mărime descrescătoare, inclusiv ceea ce trece prin sită de dimensiunile cele mai fine.

Blanc : Un corp sinterizat, de obicei în stare brută (nefinisată) şi care necesită operaţii de tăiere ori aşchiere sau alte prelucrări mecanice pentru a ajunge la forma finală.

Burete : O masă poroasă, de metal, obţinută de obicei la reducerea oxizilor metalici.

Calibrare : Presarea finală a unui produs sinterizat în vederea fie a obţinerii unei densităţi mai mari, fie a unei configuraţii anumite a suprafeţei.

Cermeturi : Aglomerate din pulberi metalice şi materiale nemetalice ca, de exemplu, oxizi metalici, carburi, silicaţi etc.

Cernere : Separarea unei pulberi în fracţiuni, după dimensiunea particulelor, cu ajutorul unei serii de site date.

Clasare : Separarea unei pulberi în fracţiuni după mărimea particulelor.

Clasare în curent de aer : Separarea unei pulberi în fracţiuni, după mărimea particulelor, prin intermediul unui curent de aer controlat.

Comprimare : Formarea unui comprimat prin aplicarea unei presiuni.

Comprimare la cald : Formarea unui produs din pulberi prin presare şi sinterizare simultană.

Comprimare la rece : Formarea unui comprimat la temperatură ordinară.

Comprimat : Obiect obţinut prin comprimarea unei pulberi într-un tipar sau o matriţă.

Compresibilitate : Gradul în care o pulbere poate fi comprimată într-o matriţă, pentru o anumită valoare a presiunii.

Contracţie : O micşorare a dimensiunilor comprimatului care poate avea loc în cursul sinterizării.

Creştere de volum : O creştere a dimensiunilor comprimatului, care poate avea loc în timpul sinterizării.

Crud : Nesinterizat. De exemplu : comprimat crud, densitate în stare crudă, rezistenţă în stare crudă.

Densitate aparentă : Greutatea unităţii de volum a unei pulberi, exprimată de obicei în grame pe centimetru cub şi determinată printr-o metodă specificată.

Densitate tasată : Greutatea pulberii, raportată la volumul său, care se determină prin lovirea uşoară sau vibrarea recipientului în timpul sau după umplere, în condiţii determinate.

Dezintegrare : Transformarea în pulbere a unui material prin intermediul sfărîmării, măcinării, pulverizării, ruperii prin smulgere, atomizării etc.

Dimensiunile particulei : Dimensiunile lineare ale unei particule, determinate prin cernere pe site sau printr-un alt mijloc adecvat.

Elutriere : Clasarea unei pulberi realizate prin căderea în curent ascendent de fluid.

Echiaxial : Cu dimensiuni aproape egale în toate direcţiile.

Factor de comprimare : Raportul dintre înălţimea de umplere a matriţei cu pulberi şi înălţimea comprimatului, măsurată după scoaterea din matriţă.

Factor de destindere : O măsură a destinderii (măririi) unui comprimat cînd este eliminat dintr-o matriţă.

Fracţiune de cernere : Acea parte dintr-o pulbere cu particule ale căror dimensiuni sînt cuprinse între două dimensiuni de site date.

Fracţiune sub limita de cernere : Proporţia dintr-o pulbere ale cărei particule sînt prea mici pentru a fi cernute.

Granulare : Producerea unei pulberi grosolane prin turnarea unui material topit în apă.

Încastrare : Procesul de fixare a unor particule în general nemetalice, într-o masă metalică sinterizată ca, de exemplu, în fabricarea sculelor cu diamant.

Infiltrare : Procesul de umplere a porilor unui comprimat, de obicei cu un metal, cu temperatură de topire relativ scăzută, înainte, în timpul sau după sinterizare.

Impregnare : Proces de umplerea porilor unui comprimat sinterizat, de obicei cu un lubrifiant.

Lamelar : Plat sau în formă de solzi, grosimea fiind foarte mică în comparaţie cu celelalte dimensiuni.

Laminarea pulberilor : Comprimarea progresivă a unei pulberi metalice cu ajutorul unui laminor.

---

* Definiţiile adoptate au fost prelucrate după „Definitions of terms used in Powder Metallurgy" din revista Metal Powder Reports-London.

Liant : Material metalic de consolidare, de obicei cu temperaturi de topire relativ scăzute, adăugat pulberii în scopul legării împreună a particulelor de pulbere, particule care singure nu s-ar sinteriza într-un corp rezistent (de exemplu cobaltul în materialele dure).

Lubrifiant : Material de consolidare care se adaugă unei pulberi pentru a-i realiza o comprimare mai ușoară și mai uniformă — ceea ce asigură creșterea rezistenței comprimatului — material care poate fi eliminat în timpul sinterizării.

Măcinare : Prelucrarea mecanică a pulberilor metalice sau a amestecurilor de pulberi metalice în instalații ca, moară cu bile sau moară cu ciocane, în scopul schimbării dimensiunilor sau formei particulelor sau acoperirii unui component din amestec cu altul.

Material pentru formarea de pori : O substanță, adăugată unui amestec de pulberi, care se volatilizează în timpul sinterizării sau presinterizării, în vederea producerii unui anumit tip și grad de porozitate.

Material de protecție : Orice material în care sînt împachetate comprimatele în timpul presinterizării și sinterizării, în scopul evitării acțiunii dăunătoare a mediului de încălzire.

Matrița : Piesa sau piesele care formează parul în care se presează pulberea.

Metalurgia extractivă a pulberilor : Acea parte a tehnologiei metalurgiei pulberilor care se ocupă de procese prin care se obține o pulbere metalică, ca produs final într-un proces de extragere a unui metal dintr-un minereu, într-o stare potrivită pentru întrebuințare fără altă prelucrare esențială.

Metalurgia pulberilor : Fabricarea pulberilor metalice și a produselor ce se pot obține din pulberi metalice, prin aplicarea presiunii și a căldurii, în operații succesive sau simultane.

Permeabilitatea : Ușurința cu care o masă poroasă, de exemplu, un agregat liber, de particule, sau un comprimat, permite trecerea unui lichid sau gaz.

Pierdere în hidrogen : Pierderea în greutate a unei pulberi metalice sau comprimat, determinată prin încălzirea unei probe reprezentative, pentru o durată și la o temperatură determinată într-o atmosferă de hidrogen, de obicei întrebuințată ca o indicație aproximativă a conținutului de oxigen al probei.

Poanson : O parte dintr-un ansamblu de matriță care este întrebuințată pentru a transmite pulberii presiunea în cavitatea matriței.

Porozitate intercomunicantă : Tipul de porozitate dintr-un comprimat în care porii sînt în legătură în așa fel, încît un lichid sau un gaz să poată străbate comprimatul.

Presa rotativă : O mașină prevăzută cu o masă rotativă pe care sînt montate mai multe matrițe pentru comprimarea materialului.

Presinterizarea : Prima dintre două sau mai multe operații de sinterizare, în general efectuată la temperaturi mai scăzute decît temperatura de sinterizare, în scopul îmbunătățirii proprietăților mecanice ale comprimatului, pentru a putea fi manipulat, prelucrat sau represat, fără pericol de distrugere.

Procedee continue de metalurgia pulberilor : Partea de tehnologie din metalurgia pulberilor care are ca scop fabricarea produselor prin procese continue ca, de exemplu, prin laminare sau extruziune.

Pulberi : O masă de particule de material, cu dimensiunea maximă a oricărei particule mai mică de 1 000 μ.

Pulbere atomizată : Pulbere produsă prin dezintegrarea unui metal topit la trecerea printr-un orificiu (duză), cu sau fără ajutorul unui curent auxiliar de gaz, de vapori de apă sau de lichid.

Pulbere carbonil : O pulbere metalică produsă prin descompunerea termică a unui carbonil — de obicei de nichel sau fier —.

Pulbere dendritică : Pulbere obținută de obicei pe cale electrolitică, avînd particule de o formă arborescentă.

Pulbere electrolitică : Pulbere metalică produsă prin depunere într-o celulă de electroliză, direct ca pulbere sau ca depozit ce se macină ulterior.

Pulbere redusă : O pulbere produsă prin reducerea chimică a unui compus metalic (de ex. minereu) cu ajutorul unui agent de reducere potrivit ca, de exemplu, hidrogen sau carbon.

Punte : Formarea unor cavități arcuite (boltite) într-o masă de pulbere prin îngrămădiri între particule.

Refuz : Particule mai mari decît maximum permis pentru o anumită specificație.

Sedimentare : Clasarea unei pulberi obținute prin cădere într-un fluid imobil (de ex. aer sau apă).

Sinterizare : Un tratament termic aplicat comprimatelor din pulberi, în scopul măririi rezistenței; de asemenea, procesele care au loc la încălzire între suprafețele particulelor de pulbere, producînd consolidare.

Sudare la rece : Realizarea coeziunii între două suprafețe metalice, de obicei prin aplicarea unei presiuni exterioare la temperatură ordinară.

Suprafața specifică : Aria suprafeței unui gram de pulbere, exprimată în general în centimetri pătrați, determinată prin procedee speciale.

Ultrafine : Fracțiune de pulberi compuse din particule care sînt mai mici decît o anumită mărime determinată, de exemplu, mai mici decît 10 μ.

Unghiular—Colțuros : Cu muchii și colțuri proeminente, avînd o formă generală oarecum poliedrică.

Viteza de curgere : Timpul necesar pentru ca o probă de pulbere de greutate standardizată să curgă prin orificiul unui dispozitiv standardizat.

Rezultatele folosirii gazului metan la furnale. Lubeneț I. A., Lukin P. G., Gavriliuk L. Ia. și Prohorov V. N. Metallurg, nr. 9, 1965, p. 5–8.

La Combinatul metalurgic din Celiabinsk, gazul metan a început să fie folosit din luna decembrie 1963. Punerea la punct a utilizării gazului metan la furnalele acestui combinat a prezentat anumite particularități legate de caracteristicile nefavorabile ale materiei prime. În încărcătura furnalelor intră o cantitate mare de minereu brut (pînă la 40% în cazul elaborării fontei de afinare), ca siderită brută cu 30—33% Fe etc. De asemenea se folosește aglomerat de calitate inferioară, care conține 44% Fe, o cantitate mare de fracții mărunte și sulf în cantitate de 0,3—0,4%. Cantitatea relativă de zgură atinge 950 kg/t fontă (la bazicitatea CaO : SiO_2 = 0,84—0,99).

În furnalele Combinatului metalurgic din Celiabinsk au existat posibilități foarte reduse în ceea ce privește ridicarea temperaturii aerului și a presiunii la gura furnalului.

Practica a arătat că cele mai bune rezultate în ceea ce privește folosirea gazului metan se obțin acolo unde există posibilitatea compensării pierderilor de căldură, care au loc la disocierea hidrocarburilor prin ridicarea temperaturii aerului. De aceea, primele rezultate obținute aici au fost sub așteptări.

În condițiile Combinatului metalurgic din Celiabinsk, principalele direcții în care s-a modificat tehnologia de elaborare a fontei la furnale, în condițiile folosirii gazului metan, au fost următoarele : reducerea umidității aerului de la 20 la 25 g/m³, pînă la umiditatea normală, creșterea temperaturii aerului și creșterea presiunii gazului la gura furnalului. Totodată, s-a redus conținutul de siliciu în fontă de la 0,99 la 1,0% pînă la 0,65 la 0,85% și s-a intensificat mersul furnalelor.

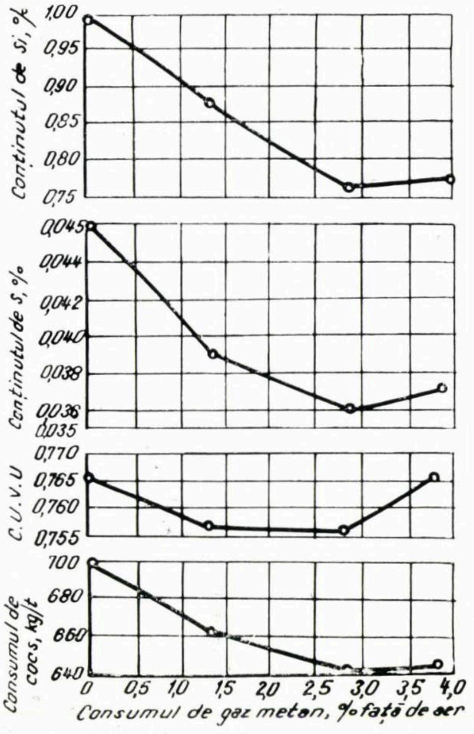


Fig. 1

În mod obișnuit, elaborarea fontei de afinare se caracterizează prin următorii indicatori : productivitatea — 1 773 t/zi ; consumul de cocs — 0,708 t/t fontă ; cantitatea relativă de zgură — 0,928 t/t fontă ; temperatura aerului — 910°C. În cursul încercărilor, consumul de gaz metan a variat între 39 și 70 m³/t. Temperatura aerului a rămas aceeași, iar umiditatea a fost redusă pînă la 3 g/m³. Ulterior, umiditatea a fost adusă la valoarea umidității normale. La un consum de gaz metan de 39 m³/t fontă, productivitatea furnalului a crescut cu 2,8%, deși în acest timp încărcătura a fost de calitate inferioară. La un consum de gaz metan de 70 m³/t, productivitatea efectivă a scăzut cu 3,6% în urma scăderii conținutului de fier în încărcătură de la 45,6 la 43,4% și a înlocuirii parțiale a aglomeratului cu minereu brut. Cîteva rezultate obținute în urma introducerii gazului metan în furnal sînt prezentate în figura 1.

Pe baza datelor obținute se pot face următoarele constatări : la un consum de gaz metan de 50—70 m³/t fontă (2,5—4,0% în raport cu aerul) consumul de cocs a scăzut cu 4,5—6,0%, conținutul de siliciu în fonta de afinare cu 15—25%, iar conținutul de sulf cu 10—15%. Productivitatea furnalelor a rămas constantă sau a crescut cu 1—2%. Rezultatele cele mai bune au fost obținute la furnalele care au lucrat cu încărcătură bună și au folosit aer îmbogățit cu oxigen. Consumul optim de gaz metan trebuie determinat în funcție de condițiile concrete existente la fiecare furnal. Pentru a se putea mări consumul de gaz metan, este necesară, în primul rînd, construirea unui al patrulea cauper la fiecare furnal, pentru a se putea ridica în măsură suficientă temperatura aerului.

Problemele constructive ridicate de încălzirea aerului la temperatură ridicată pentru furnale. Leonidov N. K. și Katova E. V. Stal, nr. 10, 1965, p. 873—879.

În ultimul timp s-a reușit să se ridice temperatura aerului pentru furnale pînă la 1 150—1 200°C. Datorită introducerii păcurii, gazului metan etc. în creuzetul furnalului, se pune problema depășirii acestei temperaturi. Principalele căi de atingere a acestui scop sînt automatizarea închiderii și deschiderii ventilelor cauperelor, folosirea unor materiale refractare de calitate superioară, ridicarea puterii calorice a gazului folosit pentru încălzirea grătarelor, preîncălzirea aerului de combustie și îmbogățirea lui cu oxigen, folosirea unor grătare cu celule de dimensiuni minime și cu pereți cît mai rugoși.

În U.R.S.S. s-a și trecut la măsurile de mai sus. Astfel, la unele uzine închiderea și deschiderea ventilelor se face automat, grătarele se execută din materiale aluminoase sau silica, iar dimensiunile celulelor au fost reduse pînă la 45 × × 45 mm. Începînd cu anul 1958, în proiectele de furnale noi de 1 719, 2 000 și 2 700 m³ se prevede că grătarele cauperelor să fie încălzite cu amestec de gaz de furnal și gaz metan sau de cocs. Măsuri similare au fost luate și în țările occidentale și în alte țări. În R. S. Cehoslovacă se prevede ca în locul gazului metan sau de cocs să se folosească combustibili lichizi.

Pentru ridicarea temperaturii aerului sînt necesare arzătoare puternice. În S.U.A., la un cauper experimental a fost încercat un arzător cu care se poate realiza combustia a 1 160 m³ gaz pe minut, presiunea gazului fiind de 150 mm col. H_2O, iar cea a aerului, de 380 mm col. H_2O. Gazul și aerul s-au introdus separat, prin orificii cu diametrul de 102 mm. Arzătoarele cu mers forțat asigură o încălzire mai bună a grătarelor. Se pune problema încălzirii paralele a două caupere, eliminîndu-se astfel necesitatea amestecării aerului cald cu aer rece.

Pentru asigurarea unei arderi stabile este necesară menținerea la nivel constant a presiunii gazului.

O deosebită atenție trebuie acordată materialelor refractare folosite pentru executarea grătarelor. Cărămizile aluminoase, folosite în prezent în U.R.S.S., permit ridicarea temperaturii bolții cauperului pînă la 1 300°C. Folosirea ca materie primă a argilei caolinice va permite ridicarea temperaturii bolții pînă la 1 400—1 430°C. Totodată, temperatura aerului va putea fi ridicată pînă la 1 250—1 280°C, în cazul funcționării succesive, și pînă la 1 320—1 350°C, în cazul încălzirii aerului concomitent în două caupere.

Pierderile de căldură pot fi micșorate prin izolarea termică a bolții la partea interioară.

O bună comportare au cărămizile de silica, dar trebuie acordată o atenție deosebită perioadei de încălzire, datorită dilatării termice relativ intense (1,4—2% pînă la 1 450°C). Cărămida de silica poate fi folosită și pentru executarea pereților puțului de ardere (partea interioară) dar trebuie prevăzute rosturi corespunzătoare de dilatare.

Pentru a se preîntîmpina creșterea rezistenței hidraulice a grătarului în timpul funcționării se recomandă epurarea cît mai avansată a gazului și aerului.

Influența volumului și profilului furnalului asupra indicatorilor tehnico-economici, realizați la elaborarea feromanganului. Kotelnikov I. V., Popov N. N., Varava V. I. și Anisimov A. T. Stal, nr. 10, 1965, p. 880—883.

Printre furnaliști există părerea că feromanganul este recomandabil să se elaboreze numai în furnale mici sau mijlocii. În urma unor încercări efectuate cu mulți ani în urmă s-a ajuns la concluzia că și furnalele mari pot fi folosite la elaborarea feromanganului. Spre exemplu în U.R.S.S. peste 70% din feromanganul de furnal se elaborează în furnale mari.

Pe baza experienței acumulate pînă în prezent se poate trage concluzia că profilul furnalului influențează în măsură însemnată asupra indicatorilor tehnico — economici ai procesului de elaborare. S-a stabilit astfel că înclinarea mai mare a pereților cuvei și micșorarea distanței dintre con și peretele părții superiare a furnalului se reflectă favorabil asupra mersului furnalului și măresc durabilitatea plăcilor de protecție ale gurii de încărcare.

La elaborarea feromanganului cuva furnalului nu constituie sediul proceselor de reducere, dar joacă un rol important în utilizarea căldurii de către partea inferioară a furnalului, precum și în repartizarea normală a gazelor. De aceea forma cuvei influențează mult mersul furnalului.

La furnalele mari creuzetul are un volum relativ mai mare decît la furnalele mici. Acest lucru este favorabil pentru elaborarea feromanganului. Totuși, datorită perimetrului mai mare, la furnalele mari se resimte o neconcordanță între numărul de guri de aer și perimetrul creuzetului, precum și între volumul furnalului și gradul de preparare a materiei prime. La una din uzinele din U.R.S.S. raportul dintre secțiunea liberă totală a gurilor de aer și secțiunea creuzetului (G.V./C) s-a modificat astfel :

Felul furnalelor	Mari	Mijlocii	Mici
G.V./C, cm²/m²	6,9	10,67	11,51

Introducerea în furnalele mari a unor materiale insuficient preparate a dus la scăderea intensității procesului la elaborarea feromanganului. Acest lucru este confirmat de datele de mai jos :

Felul furnalelor	Mari	Mijlocii	Mici
Producția specifică de fontă, t/m² zi	9,6—11,9	9,8—13,8	10,8—13,7

Experiența acumulată la un furnal de 1 020 m³ a dovedit însă că și la furnalele mari se poate obține o intensitate mare de desfășurare a procesului de elaborare a feromanganului. În acest scop s-a mărit, în primul rînd, energia cinetică a aerului. Valoarea ei relativă (raportată la 1 m² al secțiunii creuzetului) a fost adusă la nivelul celei de la furnalele mijlocii și mici. Concomitent s-au îmbunătățit și indicatorii tehnico — economici ai furnalului.

Feromanganul elaborat în furnalele mari este mai ieftin decît cel elaborat în furnalele mici și mijlocii. De aceea trebuie acordată toată atenția problemelor constructive și tehnologice legate de elaborarea feromanganului în furnalele mari. Pentru a se mări cantitatea de aer și energia lui cinetică se recomandă instalarea încă a unui rînd de guri de aer. De asemenea, este bine să se mărească presiunea la gura furnalului pînă la 1,3—1,5 at și să se mărească conținutul de oxigen în aer. Zgura trebuie să fie bazică și să conțină 8—10%MgO.

Furnalele mari care produc feromangan trebuie să aibă un creuzet, etalaj și pîntece relativ mai mari și cuvă relativ mai mică decît furnalele cu același volum, dar care produc fontă de afinare. Volumele creuzetului, etalajului și pîntecelui trebuie mărite, mai ales prin creșterea înălțimii. Creșterea diametrului poate da rezultate numai cînd se folosesc materii prime de bună calitate.

Turnarea continuă a oțelului necalmat pentru tablă laminată la rece. Ițkovici G. Stal, nr. 7, 1965, p. 596—602.

Producția actuală de oțel necalmat reprezintă circa 50% din producția totală de oțel ; de aceea problema turnării acestui oțel preocupă în mare măsură uzinele metalurgice. Un deosebit interes prezintă turnarea continuă a oțelului necalmat. Încercările efectuate în U.R.S.S., în cursul ultimilor ani, au arătat că turnarea continuă a oțelului necalmat este pe deplin realizabilă. În prezent oțelul necalmat se toarnă continuu la o serie de uzine metalurgice.

Lingoul de oțel necalmat turnat continuu se deosebește de lingoul obișnuit, printr-o structură și compoziție chimică mai uniformă, ceea ce este foarte important, mai ales atunci cînd lingoul este destinat fabricării tablei prin laminarea la rece.

Principala dificultate care se ivește la turnarea continuă a oțelului necalmat este reglarea intensității fierberii oțelului în cristalizor, adică menținerea conținutului de oxigen în oțel între limite strînse. De asemenea, este necesar să se folosească un cristalizor cu conductibilitate termică mai mică decît la cele obișnuite, pentru a se micșora viteza de solidificare a lingoului în primul moment după turnarea oțelului în cristalizor.

La una din uzinele metalurgice din U.R.S.S. s-a procedat în modul următor : Oțelul necalmat s-a elaborat în cuptoare Martin de 140 t, cu fontă lichidă în încărcătură. O atenție deosebită s-a acordat fierberii oțelului în timpul turnării și solidificării. Pentru aceasta, trebuie să se asigure conținutul necesar de oxigen înainte de evacuarea oțelului din cuptor. S-a constatat că la același conținut de carbon, mai ales la oțelurile moi, conținutul de oxigen poate varia în limite destul de largi, ceea ce înseamnă că conținutul de oxigen în oțel nu depinde numai de conținutul de carbon ci și de unii factori tehnologici, ca de exemplu caracterul zgurei etc. Conținutul de oxigen înainte de turnare se reglează prin adaosuri corespunzătoare de aluminiu în oala de turnare.

Metodele actuale de determinare a conținutului de oxigen în oțel nu permit o conducere operativă a șarjei, astfel încît să se obțină conținutul de oxigen necesar. În cadrul încercărilor efectuate la uzina menționată, pentru determinarea conținutului de oxigen în oțel s-au folosit mașini de calcul, ținîndu-se totodată seamă de influența factorilor tehnologici asupra conținutului de oxigen în oțel.

Compoziția oțelului necalmat cu care au fost efectuate încercările este redată în tabela 1.

Tabela 1

Șarja	Compoziția chimică, %								
	C	Mn	Si	S	P	Cr	Ni	Cu	N
A	0,07	0,39	0,007	0,021	0,013	0,04	0,03	0,02	0,0031
B	0,07	0,35	0,003	0,018	0,011	0,05	0,04	0,04	0,0018
C	0,07	0,43	0,005	0,021	0,013	0,02	0,04	0,04	0,0025
D	0,07	0,37	0,005	0,014	0,012	0,08	0,06	0,06	0,0017
E	0,07	0,34	0,004	0,015	0,010	0,05	0,06	0,05	0,0032
F	0,06	0,40	0,005	0,014	0,019	0,02	0,03	0,05	0,0020
G	0,08	0,42	0,005	0,018	0,012	0,02	0,03	0,03	0,0035

Pentru turnarea continuă s-au folosit două pîlnii intermediare de 12,5 t, cu două orificii, instalația de turnare avînd patru cristalizoare. Secțiunea transversală a cristalizoarelor este de 200 × 1 000 mm. Sistemul de ungere este automatizat. O atenție deosebită s-a acordat răcirii secundare, deoarece s-a constatat că, dacă ea nu este suficient de energică, lingourile se bombează și crapă. Viteza de turnare a fost de 0,4—0,5 m/min. S-a constatat că temperatura optimă a oţelului în pîlnia intermediară este de 1 540—1 555°C. Lingourile turnate continuu au fost de bună calitate. În stratul marginal (crustă) au apărut uneori sufluri închise sau deschise, datorită, probabil, înglobării gazelor de către oţel în cursul solidificării lui rapide în apropierea cristalizorului. Acest defect a fost înlăturat, în mod practic, în întregime, prin reducerea efectului de răcire exercitat de cristalizor.

La turnarea oţelului menţionat mai sus s-a constatat o strînsă dependenţă între viteza de turnare şi grosimea crustei exterioare, şi anume, cu cît viteza de turnare este mai mică, cu atît crusta este mai groasă. La oţelurile cu 0,045—0,065% C grosimea acestei cruste depinde, în primul rînd, de conţinutul de oxigen al oţelului.

Rezultatele încercărilor au arătat că lingourile turnate continuu au o compoziţie chimică mult mai uniformă decît cele obişnuite. Astfel, segregarea elementelor pe înălţimea lingoului lipseşte aproape total. O oarecare concentrare a elementelor se observă în zona centrală a lingoului, faţă de zona periferică.

La laminare şi ambutisare oţelul necalmat, turnat continuu, s-a comportat satisfăcător.

Controlul formei sulfurilor în oţelurile cu conţinut mic de carbon, calmate cu aluminiu. Lichy E. J., Duderstadt G. C. şi Samways N. L. Journal of Metals, vol. 17, nr. 7, 1965, p. 769—775.

Influenţa negativă a sulfului asupra proprietăţilor oţelurilor este unanim recunoscută. Sulful provoacă fragilitate la cald şi micşorează plasticitatea. Pînă în prezent, lupta contra sulfului s-a dus numai sub aspect cantitativ, scăzîndu-se limita admisibilă a conţinutului de sulf. Astfel, în cazul tablelor de oţel, pentru a se reduce cît mai mult anizotropia proprietăţilor, este necesar să se micşoreze conţinutul de sulf sub 0,015%.

Prezenta lucrare îşi propune a analiza influenţa formei sulfurilor asupra calităţii oţelurilor deformate plastic. Acest aspect a fost studiat, pînă în prezent, numai în cazul oţelurilor turnate.

În cazul tablelor de oţel cu destinaţii speciale, controlul calităţii se efectuează prin atacarea unor epruvete, pe secţiuni corespunzătoare grosimii tablelor, într-o soluţie 50% acid clorhidric, la fierbere, timp de 10 min.

Epruvetele cu aspect macrostructural uniform sînt de calitate bună, cele care prezintă o uşoară diferenţiere în mijloc sînt acceptabile, iar cele care au o diferenţiere netă în mijloc sînt considerate necorespunzătoare.

Cercetările au fost efectuate pe un oţel cu compoziţia: 0,08—0,13% C; 0,30—0,50% Mn; max. 0,025% P; max. 0,030% S; max. 0,02% Si şi 0,020—0,080% Al. Au fost turnate lingouri cu secţiune 610/610 mm şi 425×787 mm în greutate de 4 983 kg, precum şi lingouri în greutate de 9 000 kg.

Lingourile au fost laminate la cald în benzi cu lăţimea de 610 mm.

Sulfurile existente în oţelul turnat pot fi clasificate, după formă, şi distribuite în trei tipuri: 1 — sulfuri globulare cu distribuţie întîmplătoare şi cu dimensiuni diferite; 2 — sulfuri cu distribuţie eutectică, de obicei în lanţ; 3 — sulfuri masive, cu contur poligonal şi cu dimensiuni variate.

Cercetările efectuate asupra relaţiei dintre rezilienţă şi forma sulfurilor în oţelul turnat au dus la concluzia că sulfurile de tipul 2 sînt foarte dăunătoare. Sulfurile de tipul 1 nu au o influenţă negativă, iar cele de tipul 3 sînt preferabile celor de tipul 2.

În cazul oţelurilor laminate în benzi, s-a constatat că aspectul macrostructural în urma atacului cu acid clorhidric depinde de forma sulfurilor. Sulfurile alungite produc o diferenţiere, de la margine spre mijloc, cu atît mai pronunţată, cu cît alungirea sulfurilor este mai mare.

De aici s-a ajuns la concluzia că modificarea formei sulfurilor în produsele laminate (înlocuirea sulfurilor alungite cu sulfuri globulare) va avea ca efect o îmbunătăţire calitativă a produselor, reflectată prin îmbunătăţirea aspectului macrostructural şi prin micşorarea anizotropiei proprietăţilor.

Pentru modificarea formei sulfurilor s-au efectuat cercetări la scară de laborator şi la scară pilot, analizîndu-se influenţa adaosurilor de aluminiu, mischmetal, titan şi zirconiu. Adaosurile au fost făcute în jetul de metal, la turnarea în lingotieră. În oţelul laminat elementele adăugate au fost variate în limitele: 0,033—0,190% Al; pămînturi rare (Ce + La + Nd) 0,0—0,088%; 0,0—0,14% Ti; 0,0—0,14% Zr.

Aluminiul şi titanul nu modifică forma sulfurilor; în produsele laminate, sulfurile apar sub formă de filamente. Pămînturile rare (Ce—La—Nd) modifică numai parţial forma sulfurilor, de la filamente la forma lenticulară fusiformă.

Zirconiul, în limitele studiate (0,0—0,14%), are ca efect globulizarea sulfurilor. Conţinutul optim de zirconiu este de 0,03—0,08%.

Influenţa zirconiului se resimte pe întreaga înălţime a lingourilor atît în lingourile de dimensiuni mici, cît şi în cele de dimensiuni mari.

Influenţa zirconiului nu depinde de conţinutul de sulf, atunci cînd acesta variază în limitele 0,015—0,028%, şi se menţine şi în prezenţa aluminiului atunci cînd acesta este prezent în limitele 0,034—0,097%.

Zirconiul înlocuieşte parţial manganul în sulfuri. Astfel, în timp ce în lipsa zirconiului sulfurile din oţeluri sînt de mangan, în prezenţa zirconiului s-a constatat: în sulfurile ovale — 12—40% Zr; 20—40% S; 5—50% Mn, iar în sulfurile globulare —45% Zr; 25% S şi 10% Mn.

Zirconiul are o influenţă favorabilă asupra distribuţiei incluziunilor de alumină, ca o consecinţă directă a micşorării conţinutului de alumină. În determinările făcute s-a constatat o micşorare a conţinutului de alumină de la 0,009 la 0,004%. Explicaţia este legată de faptul că zirconiul, avînd pentru oxigen o afinitate mai mare decît aluminiul, fie că reduce alumina, fie că protejează aluminiul.

O metodă de luarea probelor de oţel lichid pentru determinarea elementelor oxidabile. Strange R. R. Journal of Metals, vol. 17, nr. 7, 1965, p. 766—768.

Luarea probei de oţel lichid din căldarea de turnare prezintă o deosebită importanţă întrucît proba serveşte la determinarea compoziţiei medii a şarjei. Metoda obişnuită, care constă în luarea oţelului lichid cu o lingură şi în turnarea acestuia într-o lingotieră metalică, prezintă dezavantajul că implică o perioadă relativ lungă pînă la solidificarea probei. Din acest motiv, o parte din elementele oxidabile, ca, de exemplu, aluminiul, se oxidează şi, în consecinţă, conţinuturile de elemente oxidabile determinate pe aceste probe sînt mai mici decît conţinuturile reale, determinate în final pe produsele laminate.

Încă din 1961, se aplică metoda de luarea probei de oţel direct din jetul de oţel la turnarea în lingotiere, într-o formă refractară de dimensiuni mici, care permite o solidificare rapidă a probei.

Forma este din material refractar, are o înălţime de 165 mm, în partea superioară fiind evazată astfel încît să se uşureze colectarea oţelului lichid şi să se creeze în această zonă maselota probei. Urmează o gîtuire pînă la un diametru de 12,5 mm şi apoi un spaţiu cilindric cu diametrul de 37 mm şi lungimea de 76 mm, corespunzător probei utile. Gîtuirea serveşte atît pentru reducerea presiunii lichidului, cît şi pentru o mai uşoară separare a probei de maselotă.

Forma se preîncălzeşte şi, cu ajutorul unui inel şi al unei bare de oţel, este introdusă în jetul de metal. Forma şi proba se răcesc în aer; se sparge forma şi apoi prin rupere se separă proba de maselotă. Proba se trimite printr-un tub pneumatic la laborator.

Avantajele metodei sînt: asigură luarea probei de oţel direct din jetul de lichid, cu minimum de contaminare cu aer sau cu materiale exogene; utilajul este uşor şi economic; proba obţinută poate fi transmisă imediat la laborator; răcirea probei are loc cu viteză constantă, ceea ce asigură o bună omogenitate chimică şi structurală de la probă la probă.

Metoda descrisă a fost verificată pe 100 şarje de oţel cu granulaţie fină, pentru determinarea conţinutului de carbon şi de mangan, luîndu-se ca termen de comparaţie determinările efectuate pe probe luate în cochilie metalică și pe table laminate la rece. Valorile carbonului și manganului, determinate pe probele luate în forme refractare, se plasează între cele determinate pe probe luate după metoda clasică și cele obținute pe table. În figura 1 se arată valorile obținute pentru mangan (*1* — cochilie ; *2* — formă refractară ; *3* — tablă).

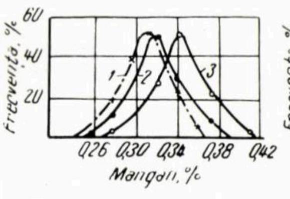


Fig. 1

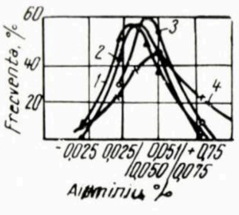


Fig. 2

În figura 2 se arată rezultatele obținute pentru aluminiul rezidual, pe 50 șarje cu granulație fină (*1* — probă în U ; *2* — formă refractară ; *3* — tablă ; *4* — bramă). S-au folosit probe conform metodei descrise, probe în U, probe din brame și probe din table laminate la rece.

Valorile maxime ale conținutului de aluminiu corespund determinărilor efectuate pe brame ; urmează în ordine cele obținute pe table, pe probe luate în forme refractare și pe probe în U.

În concluzie, metoda descrisă asigură obținerea unei probe mai reprezentative pentru lingouri atît în ceea ce privește carbonul și manganul, cît și aluminiul.

Prin aplicarea metodei descrise, s-a reușit a se da în fabricație o serie de șarje considerate ca necorespunzătoare și în plus s-a micșorat cantitatea de aluminiu adăugat pentru dezoxidare și controlul granulației. Pentru un adaos constant de aluminiu, proporția de șarje necorespunzătoare s-a micșorat. În intervalul 1961—1963, proporția de șarje cu un conținut necorespunzător de aluminiu a scăzut de la 4,01 la 1,75%.

Proiectarea și modul de lucru al unui slebing universal și al unui laminor de benzi late. Gérard H., Sack E. T. și Greuel F. Stahl und Eisen, nr. 23, 1965, p. 1525—1532.

În 1963 a intrat în funcțiune un combinat nou al firmei S. A. Métallurgique d'Espérance-Longdoz, la Chartal (Belgia), compus dintr-o oțelărie cu două convertizoare cu oxigen de 150—180 t, un slebing universal și un laminor de benzi late la cald.

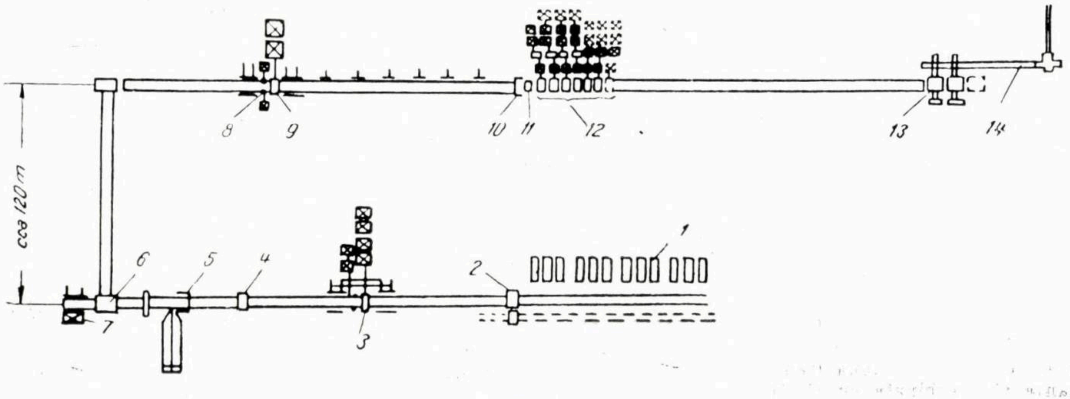


Fig. 1

Slebingul universal (fig. 1 : *1* — cuptoare adînci ; *2* — transfercare ; *3* — cajă universală ; *4* — mașină de flamat ; *5* — foarfece de brame ; *6* — cărucior de transport ; *7* — stivuitor de brame) este alimentat cu lingouri de maximum 2 100 mm lățime și maximum 35 t greutate, de la 12 cuptoare adînci (care se pot extinde pînă la 30 și apoi întreaga subsecție se poate dubla prin dezvoltare simetrică) prin intermediul unui transfercar (în final două, respectiv patru) cu cupă și cu cablu, cu o viteză maximă de 5 m/s. Lingourile sînt trecute prin intermediul unei căi cu role cu acționare individuală — în care este introdus un cîntar și un dispozitiv de rotire — la caja universală, ale cărei caracteristici sînt date în tabela 1.

Tabela 1

Denumirea caracteristică	Cilindri orizontali	Cilindri verticali
Diametrul cilindrilor, mm	1 220	1 000
Lungimea tăbliei, mm	2 600	2 350
Tipul lagărelor	rulmenți	rulmenți
Deschiderea cilindrilor, mm	max. 2 225	600—2 600
Viteza de reglare, mm/s	max. 244	—
Tipul acționării	geamănă	superioară, laterală
Puterea nominală a acționării principale, CP	4×3 560	2×2 500
Turația motoarelor principale, rot/min	0±46,7/90	0±250/650
Momentul de declanșare, tm	2×300	170 (la cilindri)

Caja verticală este amplasată în spatele celei orizontale, la 3 150 mm, și are acționare superioară de la un motor plasat lateral, prin intermediul unui angrenaj conic și cilindric, care se deplasează la reglarea cilindrilor.

În timpul laminării, materialul este stropit cu apă la 120 at, pentru deștunderizare. În prezent, procesul de laminare este condus de doi operatori ; pentru viitor, este prevăzută comandă—program.

Bramele laminate sînt trecute la mașina de flamat la care se curăță toate cele patru fețe, zgura rezultată fiind granulată și evacuată cu apă la 15 at. Șutarea și divizarea bramelor se face la un foarfece hidraulic de 3 000 t, cu opritor mobil de 2—9 m, iar șutajele sînt evacuate cu un transportor.

Bramele finite sînt cîntărite și apoi stivuite sau trecute la laminorul de benzi.

Laminorul de benzi (fig. 1 : *8* — cajă verticală ; *9* — cajă degrosisoare ; *10* — foarfece de șutare ; *11* — dispozitiv de deștunderizare cu role ; *12* — caje finisoare ; *13* — înfășurător ; *14* — transportor de rulouri) este alimentat cu brame direct, fără reîncălzire, printr-un cărucior cu role cu capac, avînd o viteză de 5 m/s și laminează benzi de 1,25—12,7 mm grosime , 600—2 050 mm lățime, maximum 13 kg/mm greutate unitară (în final 18 kg/mm).

Trenul degrosisor cuprinde o cajă orizontală cvarto reversibilă (cu o cajă verticală în față), la care se fac cinci sau șapte treceri. În fața și în spatele cajei cvarto sînt ajutaje cu apă la 120 at, pentru deștunderizare. După caja cvarto se măsoară automat grosimea și lățimea materialului.

Tabela 2

Denumirea caracteristicii	Caja cvarto reversibilă	Caja verticală	Cajele finisoare
Diametrul cilindrilor de lucru, mm	1 050	1 000	750
Lungimea tăbliei cilindrilor de lucru, mm	2 300	2 250	2 250
Tipul lagărelor cilindrilor de lucru	rulmenţi	rulmenţi	rulmenţi
Diametrul cilindrilor de sprijin, mm	1 550	—	1 550
Lungimea tăbliei cilindrilor de sprijin, mm	2 250	—	2 250
Tipul lagărelor cilindrilor de sprijin	frecare lichidă	—	frecare lichidă
Deschiderea cilindrilor, mm	max. 350	550—2 300	max. 160
Viteza de reglare, mm/s	max. 38	—	0,235/0,58
Tipul acţionării principale	geamănă	inferioară, laterală	cu caje de angrenaj, reductor şi două motoare în serie
Puterea nominală a acţionării principale, CP	4 × 3 560	2 × 850	2 × 4 000 (pe caje)
Turaţia motoarelor principale, rot/min	0 ± 46,7/90	0 ± 225/550	140/330 (caja 1); 175/410 (caja 6)
Momentul de declanşare, tm	2 × 300	—	—
Viteza maximă de laminare, m/s	5,0	5,0	16,0

Trenul finisor este amplasat la circa 130 m de trenul degrosisor, cuprinde şase caje cvarto (în final şapte) şi este precedat de un foarfece rotativ şi de un dispozitiv de desţunderizare cu apă la 120 at. În cajele finisoare sînt regulatoare de buclă, acţionate hidraulic, care asigură o tensiune constantă. În viitor se va introduce reglarea automată a grosimii benzii şi accelerarea trenului finisor. După trenul finisor se măsoară automat grosimea şi lăţimea benzii.

Caracteristicile cajelor de laminare sînt date în tabela 2.

După trenul finisor urmează calea cu role de evacuare, de 150 m lungime, cu o porţiune de răcire de 80 m (ajutaje superioare 4—8 at, ajutaje inferioare 4 at) şi în continuare două înfăşurătoare (în final trei) din care unul este dimensionat pentru rulouri de maximum 1 525 mm lăţime şi 23,8 t greutate, iar celălalt pentru maximum 2 050 mm lăţime şi 30 t greutate.

Rulourile sînt scoase din înfăşurător, răsturnate pe un transportor prevăzut cu un cîntar care le trece în depozit.

În prezent, deşi capacitatea laminorului este limitată de cuptoare adînci, s-au obţinut totuşi 41 rulouri/h. La trenul degrosisor, reducerea unei brame de 250 mm grosime, într-un semifabricat de 25 mm, se face în şapte treceri, respectiv 50 s. S-au laminat în condiţii bune benzi de 1,5 × 1 550 mm. Experienţa a dovedit că laminarea benzilor direct din lingouri nu prezintă dificultăţi, iar temperatura de intrare în trenul finisor este corespunzătoare.

Laminorul de benzi la cald de la Great Lakes. Gabor G. Iron and Steel Engineer, septembrie 1965, p. 185—190.

Laminorul de benzi de 2 030 mm lăţime a fost construit pentru brame de 165—267 mm grosime (excepţional pînă la 305 mm), 610—1 930 mm lăţime, maximum 9 150 mm lungime şi pentru rulouri de maximum 32,5 t greutate totală şi 17,8 kg/mm greutate unitară.

Depozitul de brame cuprinde două hale: a) o hală de preparare de 258 m lungime şi 36,6 m deschidere, cu un spaţiu de curăţare de 122 m lungime şi 15,3 lăţime, care poate primi 29 000 t de brame şi este deservită de două poduri rulante de 113 t şi două macarale semiportale de 36 t; b) o hală de stocare de 308 m lungime şi 36,6 m deschidere, care poate primi 46 000 t de brame şi este deservită de trei poduri rulante de 113 t şi două transbordoare de 270 t. Podurile rulante sînt echipate cu cleşte mecanice şi pot manipula brame individuale sau stive pînă la 90 t greutate.

Încălzirea bramelor se face în patru cuptoare cu propulsie, cu o productivitate de 225 t/h, încălzite cu gaz metan sau păcură, cu posibilitatea de a lucra şi cu gaz de cocs. Cuptoarele sînt cu cinci zone de încălzire şi reglare, capacitatea calorică maximă fiind de peste 120×10^2 kcal/h. Zonele de preîncălzire au o lungime de 11,5 m şi o capacitate calorică de 46×10^6 kcal/h, iar zonele de încălzire au 11,2 m lungime şi 62×10^6 kcal/h capacitate calorică. Zona de egalizare are 8,2 m lungime şi 10×10^6 kcal/h capacitate calorică, la care se adaugă debitul suplimentar de $3,5 \times 10^6$ kcal/h al arzătoarelor de menţinere. Cuptoarele au fost dimensionate pe baza unei productivităţi specifice de 775 kg/m^2h, care a fost atinsă în exploatare. Diferenţa de temperatură datorită şinelor de alunecare este în general de 30—40°F, la productivitate foarte ridicată putînd atinge 60—70°F.

Cajele de laminare sînt amplasate într-o hală de 660 m lungime şi 32,4 m deschidere, deservită de două poduri rulante de 113 t şi unul de 67 t.

Trenul degrosisor cuprinde o cajă verticală cu diametrul de 1 170 mm, acţionată în partea superioară de un motor sincron de 1 500 CP, o cajă duo cu diametrul de 1 120 mm, acţionată de un motor sincron de 5 000 CP şi patru caje cvarto universale cu cilindri orizontali cu diametrul de 1 120 mm, respectiv 1 525 mm, iar cilindrii verticali cu diametrul de 840 mm. Prima cajă are cilindrii orizontali acţionaţi de un motor sincron de 5 000 CP, iar cilindrii verticali, de un motor de curent continuu de 1 000 CP. Următoarele trei caje sînt acţionate de motoare sincrone de 10 000 CP. Motoarele sincrone permit o supraîncărcare de 200% şi contribuie la ameliorarea factorului de putere al uzinei.

Semifabricatele de 28—35,5 mm, obţinute la trenul degrosisor, sînt introduse în trenul finisor care este precedat de un foarfece volant pentru şutarea capetelor şi de o cajă de desţunderizare duo. Cele şapte caje finisoare cvarto au cilindrii de lucru de 710 mm, cilindrii de sprijin de 1 525 mm, şi sînt acţionate de motoare de curent continuu cu două rotoare, de cîte 8 000 CP (cajele 2—6), respectiv 7 000 CP (cajele 1 şi 7). Viteza maximă de laminare este de 15,2 m/s.

Pentru asigurarea unei calităţi bune a suprafeţei se foloseşte desţunderizarea cu apă la 125 at, în faţa fiecărei caje degrosisoare, în spatele cajei finisoare duo de desţunderizare (două rînduri de ajutaje) şi în spatele primelor trei caje finisoare. Consumul total de apă pentru desţunderizare este de 1 200 m^3/h. O suprafaţă perfectă s-a obţinut numai cînd se utiliza desţunderizarea la toate cajele degrosisoare, fără ca temperatura la ultima cajă să scadă sub 1 925°F. La benzile cu o grosime finală de 2,4 mm (şi peste) se utilizează toate rîndurile de ajutaje prevăzute la trenul finisor.

Răcirea cilindrilor se face cu apă la presiune variabilă, de 4,2—17,4 at. După punerea în funcţiune a laminorului, debitul de apă pentru răcirea cilindrilor a fost mărit, în scopul asigurării unei forme corecte a benzii.

După trenul finisor urmează calea cu role de evacuare, prevăzută cu instalaţie pentru răcirea benzilor, compusă din 72 rînduri de ajutaje superioare cu apă, la 4,2—17,4 at, şi 107 ţevi cu cîte 13 ajutaje de 4,2 at, în partea inferioară. Debitul total de apă este de 3 600 m^3/h.

Benzile laminate sînt trecute la cele trei înfăşurătoare, fiecare avînd două role de formare şi un tambur acţionat de un motor de curent continuu de 500 CP. Înfăşurătoarele pot fi retrase din linie pentru reparaţii. Fiecare înfăşurător are banda lui de evacuare, care trece ruloul în depozit.

Laminorul este prevăzut cu automatizare avansată, procesul tehnologic fiind comandat de o maşină electronică de calcul. Trenul finisor este prevăzut cu reglare automată a grosimii benzii, în care scop cajele 2—6 au şuruburile de presiune comandate automat, în funcţie de diferenţele de grosime ale benzii. În acest fel se asigură toleranţe la grosime de 0,025—0,05 mm. Măsurarea directă a grosimii după trenul finisor, cu raze X, permite recalibrarea întregului sistem pentru a elimina efectul uzurii cilindrilor şi încălzirii cajei.

Stadiul dezvoltării laminoarelor reversibile la cald cu comandă-program. Wiegemann H., Buddendieck W. şi Roth U. Stahl und Eisen, nr. 22, 1965, p. 1398—1403.

Bluming-slebing. În 1955 a fost pus în funcţiune un bluming-slebing cu următoarele caracteristici: diametrul cilindrilor 1 150 mm; momentul maxim, 2 × 200 tm (acţionare geamănă); turaţia, 0/40/100 rot/min; timpul de reversare, 1,5 s; viteza de reglare a şuruburilor, max. 200 mm/s; viteza căilor cu role de lucru, max. 5,2 m/s; reducerea maximă, 120 mm; timpul de laminare a unui lingou de 7 t, 90 s; dimensiunile blumurilor, 210 × 210—240 × 240 mm; lăţimea bramelor, 300—700 mm; capacitatea, 120 000 t/lună. Deşi unele din caracteristici n-au fost atinse în practică (timpul de reversare, 2 s, viteza maximă a căilor cu role, 4,5 m/s, viteza de reglare de 200 mm/s nu a putut fi obţinută decît la curse foarte mari), prin mărirea secţiunii blumurilor şi a greutăţii medii a lingourilor de la 6,6 la 7,8, a fost realizată o producţie de 156 000 t/lună.

Pentru o uniformizare a productivităţii şi o mărire în continuare a capacităţii, laminorul a fost prevăzut cu comandă-program. În prealabil însă s-a micşorat timpul de reglare a şuruburilor de presiune, prin mărirea puterii motoarelor cu 20 % şi reducerea inerţiei sistemului, şi s-a redus timpul de reversare la 1,5 s, prin îmbunătăţirea comutaţiei.

În prima etapă s-a realizat comanda-program a reglării şuruburilor de presiune şi a acţionării principale (prin cartele perforate), urmînd ca ulterior să se treacă pe memorizare completă. Într-o fază mai avnsată urmează să se realizeze şi comanda-program a manipulatoarelor, răsturnătorului şi căilor cu role.

Deşi realizarea automatizării s-a lovit de multe dificultăţi şi au trebuit să fie admise o serie de compromisuri pentru a nu opri laminorul, prin comanda-program (parţială) producţia a fost mărită la 165 000—170 000 t/lună.

Slebing-universal. La acest laminor, comanda-program a fost prevăzută la proiectarea iniţială şi realizată de la început. Comanda-program cuprinde şuruburile de presiune ale cilindrilor orizontali şi verticali, acţionarea principală a cilindrilor orizontali şi verticali, cuplarea electrică a celor patru liniale, raportul de turaţii dintre cilindrii orizontali şi verticali. Materialul este răsturnat o singură dată, de aceea nu s-a aplicat încă comanda-program a răsturnătorului.

Automatizarea acestui laminor este indicată din cauza programului sortimental redus, procesului tehnologic foarte simplu, precum şi din cauza prezenţei cajei verticale, care ar produce dificultăţi la comanda manuală. Prin comandă-program, laminorul este condus de un singur operator şi poate lucra complet automat sau semiautomat (comanda acţionării principale a căilor cu role şi a manipulatorului se face de operator; succesiunea trecerilor poate fi realizată prin celule fotoelectrice sau comandă de pedală).

Laminor universal pentru traverse cu tălpi late. La acest laminor comanda-program este foarte indicată datorită necesităţii de a avea o reglare precisă a şuruburilor de presiune şi a vitezelor cajelor orizontale şi verticale.

La un laminor în exploatare s-a realizat comanda-program a poziţiei cilindrului superior şi inferior de la caja principală, a cilindrilor verticali din caja principală, a cilindrilor cajei de refulare, precum şi comanda-program a raportului de turaţii. Succesiunea trecerilor este realizată de operator, care comandă şi căile cu role şi motoarele principale.

Comanda-program a acestui laminor s-a realizat fără dificultăţi şi lucrează cu rezultate bune, avînd următoarele avantaje: mărirea productivităţii (reducerea timpilor de reglare a cilindrilor), mărirea durabilităţii cilindrilor (temperaturi mai ridicate la sfîrşitul laminării), îmbunătăţirea calităţii produselor (toleranţe mai strînse), reducerea personalului (un singur operator în loc de trei).

Matriţe şi pastile turnate, destinate matriţării. Torry A. Metal Treatment and Drop Forging, vol. 32, nr. 235, 1965, p. 144—153.

O dată cu perfecţionarea metodelor de elaborare şi de turnare a oţelurilor înalt aliate, prin procedee electrice în vid, un nou domeniu de aplicare îl constituie turnarea pastilelor cu gravură, destinate matriţelor de forjat. Se prezintă cîteva exemple de matriţe pentru axe în trepte, cruci cardanice, furci cu flanşe, poansoane de refulare etc., turnate după noul procedeu denumit Densacast. Calitatea deosebită a pastilelor turnare, caracterizată printr-o structură uniformă pe toată secţiunea şi lipsa completă a segregaţiilor, incluziunilor etc., depăşeşte, în majoritatea cazurilor, pe cea a pastilelor forjate. Se prezintă comparativ structurile clasice ale unor pastile turnate după metodele obişnuite, forjate şi turnate după noul procedeu, din care rezultă gradul de uniformitate, evident superior, al structurii celor din urmă.

La noul procedeu, la formare se utilizează ca liant silicatul de etil, iar nisipul este înlocuit cu materiale refractare sintetice, de tip silimanit, mulit sau zircon.

Preţul de cost al pastilelor turnate este mai ridicat decît cel al pastilelor brut forjate, însă ţinînd cont de economiile ulterioare, mai ales de la prelucrarea gravurilor, în final pastilele turnate devin mai ieftine cu peste 25 % decît cele forjate. Ciclul de fabricaţie este cu mult mai scurt şi se elimină manopera de calificare înaltă a ajustorilor de matriţe. Practica a dovedit că durabilitatea pastilelor turnate depăşeşte pe cea a pastilelor forjate, iar constanţa dimensională a pieselor matriţate, în primul caz, este mult mai ridicată. În cazul unei durităţi şi precizii înalte, necesare gravurilor turnate, finisarea acestora se face prin procedeu de eroziune prin scîntei electrice.

În continuare se dau exemple de la diferite firme, mai ales din S.U.A., de aplicare în practică a pastilelor turnate, completate cu tabele ale durabilităţilor obţinute, care se situează între 69 pînă la 280 % mai mari decît durabilităţile realizate cu pastile forjate.

La o firmă mare de automobile din S.U.A. se utilizează în proporţie de 90 % numai pastile turnate, obţinîndu-se o reducere corespunzătoare de 30 % a costului pieselor matriţate. Se menţionează, de asemenea, rezultatele deosebite obţinute în aplicarea noului procedeu de către firma Toyo Kogyo Co. din Japonia, precum şi încercările care se întreprind în această problemă, încă din 1957, în R. S. Cehoslovacă. Se preconizează o perspectivă de aplicare din ce în ce mai largă a noului procedeu.

Aplicarea sudării cap la cap la forjare. Gremiers, VDI-Nachrichten, nr. 38, 1965, p. 15.

În mod obişnuit, sudarea prin rezistenţă cap la cap se aplică pieselor forjate cu secţiuni relativ mici. Prin construirea de către firma Th. Wuppermann G.m.b.H. din Leverkusen (R.F.G.) a unei maşini de sudat cap la cap pentru secţiuni pînă la 100 000 mm², s-a creat posibilitatea extinderii acestui procedeu şi la confecţionarea pieselor forjate complexe, de dimensiuni mari. Pentru uşurarea fixării pieselor de sudat, maşina este de construcţie orizontală, cu deschiderea în sus a bacurilor de prindere. Efortul de refulare este realizat de doi cilindri, amplasaţi simetric faţă de poziţia de sudare. Construcţia maşinii este deosebit de rigidă, datorită mai ales existenţei a patru tiranţi precomprimaţi, asigurînd prin aceasta o precizie deosebit de înaltă a îmbinării prin sudare. Avansul, în prima fază a arderii pe suprafeţele de contact, este realizat de un electromotor, iar avansul pentru faza de refulare propriu-zisă, reglabil pînă la o viteză de 200 mm/s, este realizat hidraulic. Instalația electrică a mașinii prezintă o serie de îmbunătățiri față de instalațiile utilizate curent la mașinile obișnuite, privind în special evitarea formării arcurilor electrice în faza de refulare, micșorarea rezistenței inductive a circuitului de curent prin reducerea frecvenței rețelei în gama de la 4,9 la 17 Hz, echilibrarea încărcării fazelor rețelei electrice etc. Puterea transformatorului este de 4 000 kVA.

Deoarece, mai ales la organele de mașini înalt solicitate, calitatea sudurii depinde esențial și de gradul de preîncălzire al acestora, mașina este prevăzută cu o instalație de preîncălzire prin inducție cu frecvență medie, ceea ce asigură o structură metalografică corectă a îmbinării. Din curbele variației mărimii grăunților și microfotografiile prezentate se constată că structura grosolană Widmannstätten dispare deja la circa 25 mm de la locul sudurii ; diferențele structurale se elimină aproape total, printr-un tratament termic corespunzător.

Noul procedeu asigură un domeniu de aplicare larg atît pentru confecționarea unor elemente de mașini noi de formă complexă, cît și pentru repararea unor asemenea elemente rupte în exploatare. În special se aplică acest procedeu la fabricarea arborilor cotiți, care, fie datorită seriilor mici, fie dimensiunilor acestora, nu se pot sau nu este rentabil a se executa prin matrițare, ci numai prin forjare liberă. Sudarea elementelor pentru arbori motori, matrițate în prealabil, în număr și poziție unghiulară reciprocă nelimitată, a dovedit o serie de avantaje ale noului procedeu față de varianta prin forjare liberă. Avantajul metalurgic constă dintr-un fibraj aproape continuu și dintr-un grad de forjare mult mai înalt, ceea ce conferă arborelui sudat caracteristici mecanice superioare celui forjat liber. Consumul de metal și manoperă redus fac ca prețul de cost al arborilor sudați să fie mult mai scăzut decît al arborilor forjați liber.

Prin combinarea forjării cu sudarea cap la cap se pot realiza organe de mașini confecționate din două materiale diferite, putîndu-se îmbina, de exemplu, oțelul înalt aliat sau turnat cu oțelul carbon obișnuit ; în asemenea cazuri însă, pentru reușita sudării este necesară, pe bază de încercări practice, determinarea parametrilor tehnologici necesari pentru fiecare caz în parte.

Influența tratării fontei pentru maleabilizare cu oxigen asupra grafitizării și proprietăților. Levi L. I. și Bader E. I. Liteinoe proizvodstvo, nr. 11, 1965, p. 31–32.

Experimental s-a stabilit că piesele din fontă maleabilă, care prezintă fragilități ridicate, conțin aproximativ de 2 ori mai mult azot decît fontele maleabile obișnuite. De asemenea, s-a stabilit că tratarea fontei lichide cu oxigen duce la micșorarea bruscă a conținutului de azot în fonte. În legătură cu aceasta, era interesant de studiat dacă tratarea fontei cu oxigen nu duce la eliminarea fragilității fontei.

În figura 1 se prezintă rezultatele obținute privind oxidarea elementelor în timpul insuflării oxigenului în fonta lichidă la diferite temperaturi (în ordinea figurilor : 1 320 ; 1 350 ; 1 380 ; 1 430 ; 1 480 și 1 500°C).

Se vede că siliciul, manganul și cromul se oxidează mai intens la temperaturi inițiale ale fontei mai scăzute. Pe măsură ce se oxidează siliciul, temperatura crește și oxidarea cromului și manganului devine mai puțin intensă, iar cea a carbonului crește brusc.

Tratarea fontei cu oxigen, pornind de la temperaturi inițiale mai ridicate, duce la frînarea procesului de oxidare a cromului. În timpul oxidării carbonului se elimină într-o mare măsură azotul din fontă.

În tabela 1 se prezintă conținuturile de azot și oxigen din fontele netratate și tratate cu oxigen.

Prin tratarea fontei cu oxigen, conținutul de azot se micșorează aproape de două ori, în timp ce conținutul de oxigen crește foarte puțin.

Fontele maleabile tratate cu oxigen, cu structura feritică, corespund mărcii Fmn 37–12, iar cele cu structura perlitică, mărcilor Fmn 50–4 și Fmn 56–4.

Tratarea cu oxigen duce la micșorarea stabilității cementitei și la scurtarea duratei de grafitizare a fontei, ceea ce se explică prin conținutul mai scăzut de azot. În aceste condiții se pot obține ușor structuri feritice chiar la conținuturi de pînă la 0,38 % Cr și la un raport Mn : S de 1,3.

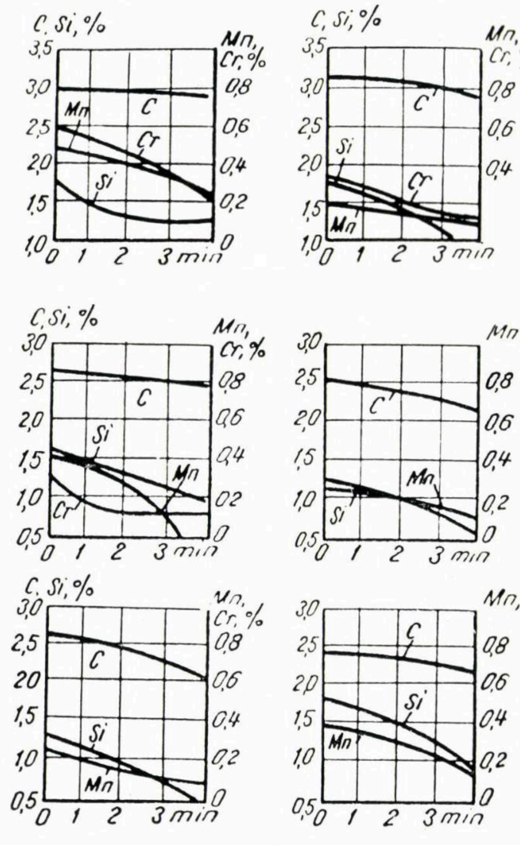


Fig. 1

Tabela 1

Nr. probei	Consum de oxigen, l/kg fontă	Conținutul, %	
		N	O
1	0	0,006	0,006
	10,0	0,004	0,007
2	0	0,004	0,008
	8,6	0,002	0,010
3	0	0,007	0,004
	10,36	0,005	0,006
4	0	0,004	0,006
	9,3	0	0,008
5	0	0,0035	0,006
	13,3	0,001	0,005

Efectul tratării fontei cu oxigen este asemănător cu cel obținut la modificarea acestor fonte cu Al–B–Bi.

Topirea fontei în cubilouri cu cocs și gaz metan. Klioțkin G. I., Suharciuk I. S., Blagonravov B. P., Sobol N. L., Diakonov V. E., Rabinovici V. D. Liteinoe proizvodstvo, nr. 12, 1965, p. 1–3.

Gazul metan poate fi folosit la topirea fontei în cubilou, în două moduri : pentru preîncălzirea aerului și pentru introducerea produselor lui de ardere în partea superioară a patului de cocs. În ultimul caz, poate fi micșorat consumul de cocs fără scăderea temperaturii fontei.

S-a determinat influenţa consumului de gaz metan asupra mersului unor cubilouri cu diametrul de 1 350 şi 1 400 mm, cu productivitatea de 10 t/h. Cubilourile au avut un singur rînd cu 8 guri de aer, a căror secţiune a fost 10% din cea a cubiloului. Produsele de ardere ale gazului metan au fost introduse prin 4 arzătoare situate la 900 mm deasupra gurilor de aer. Distanţa dintre gurile de aer şi vatra cubiloului a fost de 800 mm, iar distanţa dintre gurile de aer şi gura de încărcare, de 5 000 mm. Diametrul antecreuzetului a fost de 1 150 mm.

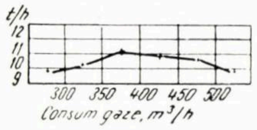


Fig. 1

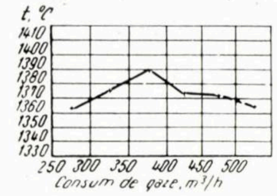


Fig. 2

Gazul metan a fost ars în două camere de amestecare. Condiţiile de lucru ale cubiloului în timpul efectuării experienţelor au fost menţinute constante. Consumul de cocs pentru porţiile de lucru a fost de 12%.

Rezultatele experienţelor sînt arătate în figurile 1—5.

Productivitatea cubiloului (fig. 1) şi temperatura fontei la jgheab (fig. 2) cresc cu mărirea consumului de gaz pînă la o valoare maximă, după care încep să se micşoreze. Valorile maxime ale productivităţii şi temperaturii corespund aceluiaşi consum de gaze cuprins între 375 şi 425 m³/h (280—314 m³/m² h).

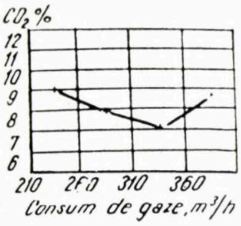


Fig. 3

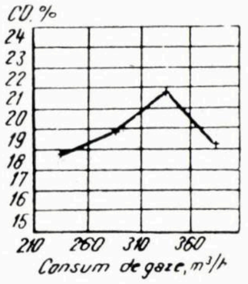


Fig. 4

Conţinutul de CO_2 în gazele de cubilou se micşorează pînă la o anumită valoare, o dată cu mărirea consumului de gaz (fig. 3), iar conţinutul de CO, din contră, la început se măreşte (fig. 4). O dată cu creşterea consumului de gaz metan se constată o scădere a proporţiei de hidrogen în gazele arse de cubilou (fig. 5), deşi cantitatea de vapori de apă introdusă în cubilou se măreşte.

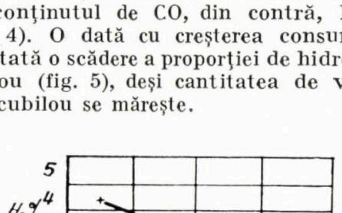


Fig. 5

Comparînd curbele din figurile 1 şi 2 cu cele din figurile 3 şi 4 se constată că proporţia minimă de CO_2 şi cea maximă de CO din gaze corespunde valorilor maxime ale productivităţii cubiloului şi temperaturii fontei la jgheab.

Datele obţinute se explică astfel: introducerea produselor de ardere ale gazului metan cu temperatura de 1 550—1 580°C la nivelul superior al patului de cocs duce la apariţia unei zone cu temperatură ridicată în apropierea imediată a zonei de topire a metalului. Drept rezultat, creşte gradul de supraîncălzire a fontei (fig. 2). În acelaşi timp se intensifică şi procesul de descompunere a CO_2 în aceste zone şi din acest motiv se micşorează proporţia de CO_2 din gaze (fig. 3).

Întrucît prin introducerea produselor de ardere a gazului metan se micşorează consumul de cocs, productivitatea cubiloului creşte.

Micşorarea productivităţii şi temperaturii fontei în cazul măririi consumului de gaz peste valoarea optimă, indicată în figura de mai sus, se explică prin schimbarea condiţiilor aerodinamice de curgere a gazelor.

Prin mărirea vitezei gazelor se înrăutăţeşte procesul de desprindere a picăturilor de fontă de pe suprafaţa bucăţilor de metal. Picăturile cu volume mici curg mai greu spre vatra cubiloului, iar în cazul picăturilor de fontă de dimensiuni mai mari, suprafaţa de contact este mai mică şi condiţiile de transmisie a căldurii devin mai rele.

S-a stabilit că pentru cubilouri cu productivitate de la 10 pînă la 12 t/h se obţin regimuri optime de topire, în următoarele condiţii:

— în cazul folosirii aerului rece: consum de cocs 10—12% (limita inferioară se referă la mersul continuu al cubiloului); consum de aer pentru gurile de aer — 90 — 100 m³/m² min şi consum de gaz — 380—400 m³/h;

— în cazul folosirii aerului preîncălzit la 280—300°C, consumurile de cocs, de aer şi de gaz vor fi: 8—10%; 70—80 m³/m² min şi respectiv 280—320 m³/h.

Influenţa compoziţiei chimice a fontei brute şi a tratamentului iniţial al acesteia asupra crustelor care se formează la muchiile lingotierelor. Cerkasov L. M., Pavlenko, I. I. şi Koleşnik L. A. Liteinoe proizvodstvo, nr. 12 1966, p. 23—25.

La turnarea lingotierelor din fontă de furnal se formează adesea pe suprafaţa lor interioară, la muchii şi partea din spre fund, cruste cu grosimea de 0,3—3 mm, care se îndepărtează destul de anevoios. S-a constatat că aceste cruste se caracterizează printr-un conţinut mai mare de fosfor şi sulf şi printr-un conţinut mai scăzut de mangan şi mai ales de siliciu, aşa cum reiese din tabela 1.

Tabela 1

Probe	Compoziţie chimică, %			
	Si	Mn	P	S
din oală	0,62—1,37	0,58—1,37	0,076—0,136	0,031—0,062
din crustă	0,17—0,69	0,20—1,05	0,107—0,482	0,067—0,408

Conţinutul de carbon este de asemenea ceva mai ridicat.

Analiza microstructurală indică prezenţa unei cantităţi mari de eutectic fosforos şi grafit primar.

Crustele se formează prin eliminarea fazei lichide bogate în fosfor şi carbon, care se găseşte între celulele eutectice, datorită presiunii exercitate la cristalizarea grafitului eutectic, care are loc cu mărire de volum.

La muchii şi pereţi mai groşi, solidificarea are loc cu viteză mai mică şi procesul arătat de eliminarea fazei lichide are loc mai intens. Lichidul împins la suprafaţă se sudează de peretele solidificat al lingotierei şi din acest motiv poate fi numai cu greu îndepărtat.

Cu mărirea raportului Mn: Si în fontă, tendinţa de formare a crustelor se micşorează (vezi figura). În acelaşi sens influenţează şi raportul Mn : S.

O influenţă importantă are de asemenea şi tratamentul fontei în stare lichidă: inocularea cu ferosiliciu (curba *1*) şi adaosul de ţunder (curba *2*) la turnarea fontei în melanjoare. În comparaţie cu fonta netratată (curba *3*), se constată o tendinţă mai mică de formare a crustelor în cazul adaosurilor de ţunder în fonta lichidă (curba *2*).

Probabil că atît manganul cît și adaosul de ţunder determină mărirea dimensiunilor celulelor eutectice (micșorarea numărului lor) și deci a suprafeţei de filtrare a fazei lichide. Celulele eutectice mici cuprind mai multă fază lichidă la limitele lor și deci favorizează formarea crustelor.

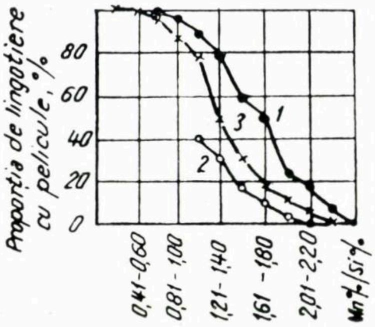


Fig. 1

Sulful micșorează numărul celulelor eutectice, iar mărirea raportului Mn : S micșorează procesul de formare a crustelor.

Despre teoria alierii și alegerea compoziţiei oţelurilor refractare pentru paletele de turbină solicitate.

Nehendzi I. A. și Spindler S. S. Liteinoe proizvodstvo, 1965, nr. 10, p. 27–31.

Cele mai folosite oţeluri refractare pentru intervalul de temperatură 600–750°C sînt cele austenitice din sistemul Fe–Cr–Ni cu conţinuturi diferite de Cr și Ni (de ex. : 20/10, 15/15, 20/20, 15/35 etc. și aliate suplimentar cu Mo, W, Nb, Ti, V, Al și alte elemente).

Aceste elemente se dizolvă în austenită și formează (la tratamentul de revenire sau în timpul exploatării pieselor) carburi, carbonitruri și faze intermetalice la limita grăunţilor, care duc la frînarea procesului de deformare a oţelului la temperaturi ridicate.

Refractaritatea maximă se constată la oţelurile care asigură menţinerea structurii austenitice în timpul exploatării și la care se asigură solubilitatea maximă a elementelor carburigene și feritogene în austenită, astfel încît să se realizeze procesul de separare dispersă a fazelor indicate mai sus (procesul de durificare secundară).

Proporţia de ferită trebuie să fie cît mai scăzută (max. 5%), prezenţa feritei în structură, în timpul exploatării pieselor, ducînd la apariţia fazei fragile σ și la micșorarea bruscă a rezistenţei la cald a oţelului.

Pentru determinarea conţinuturilor maxime ale elementelor carburigene, care să asigure obţinerea bilanţului de austenită, trebuie să se ţină seamă, în afara de compoziţia chimică a oţelului, și de viteza de răcire.

În figura 1, *a* se arată variaţia proporţiei de ferită în funcţie de conţinutul de titan, în oţelul cu compoziţia : 0,1 % C ; 19 % Cr ; 13 % Ni ; 1,0 % W ; 1,0 % Mo și 0,6 % Nb iar în figura 1, *b* — variaţia cantităţii de ferită în funcţie de conţinutul de wolfram pentru un oţel cu 0,35 % C ; 20 % Cr ; 8 % Ni ; 1,80 % Mo și 0,6 % Nb. Curbele *1*, se referă la oţeluri refractare turnate în forme metalice, curbele *2*, la oţeluri turnate în forme ceramice neîncălzite, iar curbele *3*, la oţeluri turnate în forme ceramice preîncălzite înainte de umplere la 800°C.

În figura 2 se arată curbele de răcire obţinute la turnarea oţelurilor refractare în cele trei tipuri de forme, de unde rezultă că viteza de răcire atît în intervalul de solidificare (t_l – t_s), cît și în stare solidă (sub t) este cea mai mare în cazul turnării oţelului în forme metalice (curba *1*), urmată fiind de viteza de răcire a turnării în forme ceramice neîncălzite (curba *2*) și încălzite (curba *3*).

Din figura 1 rezultă că o dată cu mărirea vitezei de răcire crește proporţia de ferită în structură la aceeași compoziţie chimică a oţelului, ceea ce se explică prin frînarea transformării $\delta \rightarrow \gamma$.

Influenţa feritogenă a elementelor Ti, W, Mo, și Nb depinde de viteza de răcire. Din figura 1, *b* rezultă că în cazul wolframului, la viteze mai mici de răcire, cantitatea maximă de ferită corespunde unei proporţii de 3 % wolfram. Același lucru se constată și în cazul Mo, Nb și Ti, la diferite mărci de oţeluri.

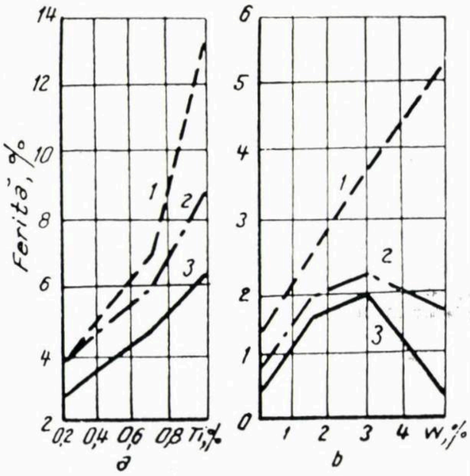


Fig. 1

Scăderea proporţiei de ferită o dată cu mărirea conţinutului de wolfram (molibden, niobiu) peste valoarea critică, se explică prin separarea unor faze bogate în W. La viteze mari de răcire aceste faze nu se formează.

Influenţa elementelor de aliere asupra cantităţii de ferită și austenită în oţelurile refractare pe bază de Cr și Ni depinde nu numai de viteza de răcire, ci și de proporţia de ferită, adică de raportul dintre elementele alfagene și gamagene din oţel.

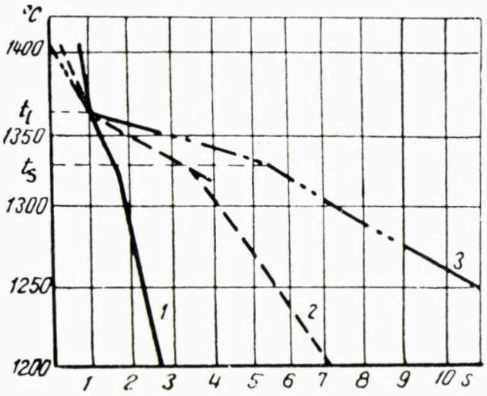


Fig. 2

În cazul unor conţinuturi mici de ferită (0–5 %) elementele au o influenţă mai slabă decît în cazul unor proporţii mai mari de ferită (5–15 %).

În tabela 1 se dau valorile medii ale intensităţii de formare a feritei și austenitei, precum și ale coeficienţilor de echivalenţă pentru principalele elemente de aliere, în cazul oţelurilor refractare folosite pentru palete de turbină, cu compoziția cuprinsă în limitele: 16—25 % Cr; 0,3—3,5 % Si; sub 3 % W; sub 3 % Mo; sub 2,0 % Nb; sub 2 % Al; sub 2,5 % V; 0,06—0,45 % C; 6—15 % Ni; 0,3—0,6 % Mn și 0,04—0,25 % N.

Tabela 1

Elemente		Capacitatea de formare a feritei și austenitei, %		Coeficientul de echivalență	
		Ferită 0—5%	**Ferită** 5—15%	**Ferită** 0—5%	**Ferită** 5—15%
alfagene	Cr	1,4	4,1	1	1
	W	0,7	2,1	0,5	0,5
	Mo	1,00	2,8	0,7	0,7
	Nb	1,20	3,2	0,8	0,8
	Si	1,20	7,8	0,8	1,9
	V	3,35	8,1	2,4	2,0
	Al	4,2	11,8	3,0	3,0
	Ti	4,3	10,2	3,0	2,5
gamagene	Ni	1,3	4,2	1,0	1,0
	C*	3,5	12,0	28,0	28,0
	N	3,8	12,9	30,0	30,0
	Mn	0,6	2,0	0,5	0,5

* Capacitatea C și N s-a considerat pentru variații ale elementelor arătate de 0,1%.

Valoarea echivalentului în nichel se determină cu formula:

$$Ni_e = Ni + 0{,}5\ Mn + 28\left(C - \frac{Ti}{4} - \frac{Nb}{7{,}5}\right) + 30(N - 0{,}04)$$

iar cea a echivalentului în crom, cu formula:

$$Cr_e = Cr + 0{,}5\ W + 0{,}7\ Mo + 0{,}8(Nb - 7{,}5C) + 0{,}8Si + 2{,}4V + 30(Ti - 4C) + 30Al.$$

Formulele țin seamă numai de conținutul liber al elementelor de aliere, care influențează proporția de soluție solidă.

Influența calciului metalic asupra structurii și proprietăților oțelurilor înalt aliate cu crom și nichel, turnate. Kreșcianovski N. S. și Sidorenko M. F. Liteinoe proizvodstvo, nr. 10, 1965, p. 37—38.

S-a studiat influența calciului asupra unor proprietăți ale oțelurilor de tip Cr 15 Ni 25 aliate complex cu Ti, W, Mo, Al și Nb. Calciul s-a introdus în oțelul lichid cu ajutorul clopotelor în cantități de 0,05; 0,1; 0,3 și 0,5 % Ca.

Calciul în cantități de 0,3—0,4 % determină micșorarea viscozității oțelului și schimbarea formei dendritelor la cristalizare (micșorează lungimea și mărește grosimea lor în direcția axelor de ordinul I și II).

De asemenea, calciul duce la scăderea conținutului de faze secundare la limita grăunților, precum și la frînarea procesului de separare și coagulare a lor.

Din acest motiv, la revenire, în domeniul creșterii durității, oțelurile microaliate cu calciu au duritatea mai mică, iar în domeniul scăderii durității — duritatea mai mare (fig. 1, unde: *1* — oțelul fără Ca; *2* — oțelul cu Ca; în figură se indică durata de menținere în ore).

Calciul mărește în mod pronunțat compactitatea (greutatea specifică γ) oțelului, îmbunătățind procesul de autoalimentare în zonele interdendritice, datorită micșorării vîscozității ν și tensiunii superficiale (fig. 2: *1* — vîscozitatea oțelului Cr 15 Ni 25 la 1 550 °C; *2* — compactitatea lui la 20°C; *3* — vîscozitatea oțelului Cr 15 Ni 25 aliat și cu Mo, Ti, W, Al și Nb la 1 550°C și *4* — compactitatea la 20°C).

Adaosul de 0,05 pînă la 0,1 % Ca duce la micșorarea cu pînă la 50 % a proporției de incluziuni nemetalice în oțeluri, la micșorarea dimensiunilor și la globulizarea acestora. Conținutul de oxigen în oțelurile microaliate cu calciu este de 2—2,5 ori mai mic decît în oțelurile fără calciu.

Nitrurile de calciu la temperatura de elaborare sînt instabile; din acest motiv conținutul de azot nu se micșorează.

Influența calciului se răsfrînge mai puțin asupra rezistenței la tracțiune și mai mult asupra rezilienței (fig. 3, unde: *1* — oțel cu 15 % Cr și 25 % Ni cu carbon scăzut; *2* — oțel cu 15 % Cr și 25 % Ni și carbon mai ridicat; *3* — oțel cu 15 % Cr, 25 % Ni, 0,3 % Mo, 0,3 % V și titan; *4* — oțel cu 15 % Cr, 25 % Ni, 0,6 % V și titan). Cu mărirea adaosului de calciu crește reziliența diferitelor oțeluri, ceea ce se explică prin micșorarea conținutului de incluziuni nemetalice și prin îmbunătățirea formei și repartizării acestora în masa metalică.

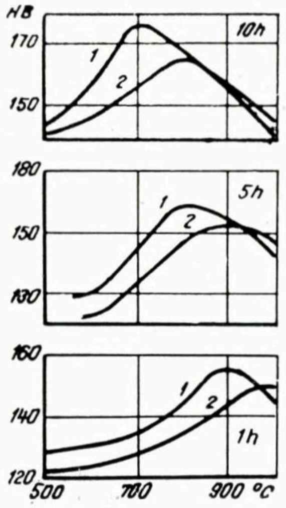


Fig. 1

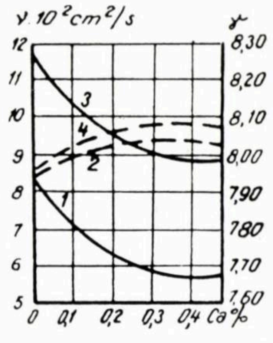


Fig. 2

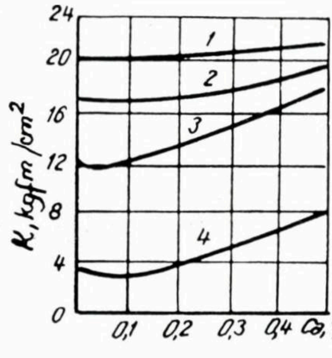


Fig. 3

Din figura 3 se vede că influența calciului este mai pronunțată mai ales în cazul oțelurilor slab aliate cu titan (curbele *3* și *4*) ceea ce poate explica acțiunea calciului asupra carbonitrurilor de titan, care se repartizează mai uniform.

Influența ceriului asupra proprietăților de turnare ale oțelului înalt aliat cu crom. Rostovțev L. I. Liteinoe proizvodstvo, nr. 12, 1965, p. 7—8.

Proprietățile de turnare ale oțelului anticorosiv înalt aliat cu crom (0,25—0,35 % C; 20—22 % Cr; 0,7—1,5 % Si; 0,3—0,7 % Mn; 0,03—0,05 % P; 0,01—0,03 % S și 0,10—0,15 % Ti) sînt cu mult inferioare celor ale oțelului carbon, și din acest motiv se folosesc pe scară limitată.

Fluiditatea oțelurilor cu crom este scăzută datorită oxizilor de crom, cu temperatură de topire ridicată. Adaosul ceriului duce la reducerea cromului din oxizii săi și, prin aceasta, la mărirea fluidității oțelului:

$$(C_2O_3)_{\text{incl.}} + 2\ Ce = (Ce_2O_3)_{\text{incl.}} + 2\ Cr.$$

Ceriul duce de asemenea la reducerea SiO_2 și a silicaților. Oxizii ceriului nu influențează negativ fluiditatea oțelului, deoarece nu sînt umectați de către acesta.

Adaosul de ceriu, în proporție de circa 0,1 %, duce de asemenea la micșorarea contracției liniare și tendinței de formare a crăpăturilor la cald a oțelului înalt aliat cu crom.

Oțel inoxidabil pentru piese cu pereți subțiri.

Henkin M. L., Nikonorova A. I., Gladîșev S. A., Bolotova E. P., Soboleva N. P. Liteinoe proizvodstvo, nr. 11, 1965, p. 3—4.

Oțelul destinat turnării pieselor cu pereți subțiri pentru mașini și aparate de precizie trebuie să posede o rezistență ridicată la coroziune în condiții atmosferice fără acoperiri de protecție, stabilitate dimensională mare, prelucrabilitate bună, proprietăți fizico-mecanice ridicate, coeficient de dilatare relativ scăzut ($\alpha = 11-12 \cdot 10^{-6}$), precum și proprietăți de turnare bune (fluiditate mai ales).

Oțelurile standardizate nu corespund acestor cerințe : cele austenitice înalt aliate cu crom și nichel au rezistență la coroziune ridicată, însă fluiditatea lor este scăzută, iar cele martensitice au rezistența la coroziune scăzută.

Din acest motiv, pentru scopurile arătate, se folosesc oțeluri carbon OT 50 acoperite cu zinc. Procesul de zincare a pieselor este însă anevoios și nu întotdeauna (mai ales în cazul pieselor complexe, cu îmbinări de pereți subțiri și groși) asigură suprafețe uniform acoperite.

Experimental s-a stabilit că oțelurile martensitice cu compoziția : $< 0,08\%$ C, 0,3 — 0,8 % Si, 0,5 — 0,7 % Mn, 14,5 — —17 % Cr, 3—4 % Ni și 3 — 4 % Cu asigură în cea mai mare măsură proprietățile indicate mai sus.

La aceste oțeluri turnate în piese cu pereți subțiri se obține la turnare o proporție de ferită și de austenită remanentă, la călire, de maximum 10 %.

Tratamentul termic constă din recoacere la 1 100°C timp de 10 h, călire în aer de la 1 020°C ; tratament la frig timp de 2 h la —70°C și revenire la 600°C, 2 h.

După tratament se obțin următoarele proprietăți fizico-mecanice : $\sigma_r = 120-125$ kgf/mm² ; $\sigma_c = 80-85$ kgf/mm² ; $\delta = 9,6-10,6\%$; $\psi = 12,5-15,5\%$; $K = 4,0-6,0$ kgfm/cm² ; $\alpha_{20-120°C} = 11,5 - 12,2 \cdot 10^{-6}$; $E = 20\,500$ kgf/mm² ; greutate specifică — 7,7 g/cm³.

Se vede că proprietățile de rezistență sînt de 1,5—2 ori mai ridicate decît ale oțelului carbon OT 50.

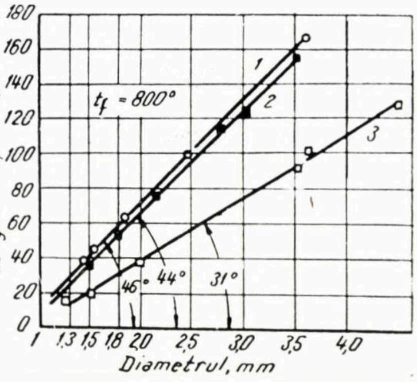


Fig. 1

Rezistența la coroziune și prelucrabilitatea sînt bune.

Important este de asemenea că fluiditatea acestui oțel este cu mult mai mare decît a oțelului înalt aliat cu crom și foarte apropiată de aceea a oțelului carbon (fig. 1, în care : *1* — oțel carbon OT 50, temperatura de turnare $t_t = 1\,650°C$; *2* — oțel inoxidabil cu 15 % Cr, 4 % Ni, 3 % Cu, $t_t = 1\,640°C$; *3* — oțel inoxidabil austenitic înalt aliat cu crom și nichel, $t_t = 1\,640°C$; temperatura formei la turnare $= 800°C$).

Studiul proprietăților mecanice ale oțelurilor cu structură bainitică.

Economopoulos M., Greday T. și Habroken L. Revue de Métallurgie, nr. 7—8, 1965, p. 686—710.

Oțelurile studiate, denumite „oțeluri bainitice", sînt oțeluri sudabile, dar ale căror caracteristici mecanice au fost îmbunătățite prin modificarea structurii lor în urma normalizării, datorită unor adaosuri mici de bor. Acesta determină deplasarea la dreapta a curbei feritice și nu scumpește prețul oțelului. S-a încercat să se stabilească o corelație între proprietățile mecanice și microstructura acestor oțeluri, pentru care s-au studiat particularitățile transformării la răcire continuă a două oțeluri de tipul 0,2 % C — 0,5 % Mn — 1 % Cr — 0,5 % Mo, cu 0,0006 % B și fără adaos de crom.

S-au efectuat studii microstructurale, încercări de tracțiune și reziliență după normalizare și după revenirea analogă celei aplicate pentru relaxarea construcțiilor sudate.

Diagramele transformării austenitei la răcire continuă arată deplasarea la dreapta a transformării feritei, provocată de prezența borului și descoperirea, în acest fel, a transformării bainitice. Viteza critică pentru oțelul cu bor este de 10 ori mai mică decît pentru celălalt oțel (considerînd călirea la bainită). Aspectul bainitei formate se schimbă în funcție de viteza de răcire, de la aceea apropiată de a perlitei, la o bainită granulară întovărășită sau nu de ferită și ajungînd la aspectul unei martensite revenite, în cazul cînd viteza de răcire se apropie de viteza critică pentru formarea martensitei. În cele două oțeluri cercetate se formează aceste structuri, dar domeniile de temperatură depind de compoziția chimică.

Structurile bainitice se pot clasa astfel :

1. Structură de tipul *a*, constituită din bainită granulară tipică, formată din zone de ferită poligonală, conținînd particule de austenită. Austenita se poate descompune sau nu în ferită și carburi sau poate trece în martensită. Uneori această bainită este întovărășită de ferită preeutectoidă.

Caracteristicile mecanice ale acestei structuri variază în limitele :

$\sigma_r = 85-95$ kgf/mm² ; $\sigma_e = 67-72$ kgf/mm² ;

$\delta = 11-15\%$; $\sigma_e : \sigma_r = 0,7-0,75$.

După revenirea de relaxare, structura devine mult mai moale (σ_r se reduce cu circa 20 kgf/mm²). O bună reziliență se obține în cazul structurii cu rezistența de rupere de 95 kgf/mm².

2. Structura de tipul *b*, formată din plaje de ferită poligonală, conținînd mai ales un precipitat fin de carburi. Adeseori, grăunții de ferită sînt mărginiți de austenită. Structura se formează la temperatură joasă (max. 450°C), pentru viteze de răcire relativ mari. Structura de tipul *b* are următoarele caracteristici mecanice :

$\sigma_r = 95-110$ kgf/mm² ; $\sigma_e = 72-92$ kgf/mm² ;

$\delta = 11-18\%$; $\sigma_e : \sigma_r = 0,75-0,85$.

După revenirea de relaxare, austenita de la rosturi se descompune formînd insule de carburi. Se pare că această structură are o reziliență mică.

3. Structura de tipul *c*, care are carburile în formă de bastoane dispersate în grăunți de ferită poligonală. Structura aceasta este totdeauna întovărășită de ferită poligonală. Se formează între 550 și 350°C.

Caracteristicile mecanice ale acestei bainite sînt :

$\sigma_r = 65-70$ kgf/mm² ; $\sigma_e = 40-42$ kgf/mm² ;

$\delta = 11-15\%$; $\sigma_e : \sigma_r = 0,6 - 0,65$.

Deci această structură nu este interesantă din cauza raportului scăzut $\sigma_e : \sigma_r$ și a valorii mici a alungirii.

Aceste trei clase de structuri se întîlnesc nu numai în oțelurile cercetate, ci într-o gamă mare de oțeluri slab aliate. Fiecare posedă, după cum s-a văzut, un ansamblu propriu de proprietăți mecanice.

Dintre structurile analizate, cele mai bune sînt bainitele granulare, de tipul *a*, formate din ferită şi insule de austenită, cu caracteristici mecanice optime, în zona rezistenţelor la tracţiune în jur de 95 kgf/mm². În această zonă se obţine ansamblul optim de caracteristici, datorită durificării maxime prin afinarea grăuntelui bainitic, fără compromiterea ductilităţii şi a rezistenţei la şoc.

Fonta albă modificată cu bor şi siliciu. Lopatina K. A. şi Fominîh I. P. Liteinoe proizvodstvo, nr. 1, 1966, p. 7.

S-a studiat influenţa adaosului de bor şi siliciu asupra grafitizării, duratei stadiului întîi de grafitizare şi asupra proprietăţilor mecanice ale fontelor maleabile cu compoziţia: 2,41 — 2,55 % C; 1,23 — 1,42 % Si; 0,47 — 0,53 % Mn; sub 0,1 % P; sub 0,15% S; sub 0,06 % Cr, elaborate după procedeul duplex (cubilou—cuptor de inducţie).

Modificatorul complex a constat din 40 % HBO_3 şi 60 % FeSi45 şi s-a adăugat în proporţii de: 0,1; 0,2; 0,3; 0,4 şi 0,5 % din greutatea fontei lichide, la fundul oalelor, în timpul umplerii acestora.

Adaosul de bor şi siliciu duce la mărirea gradului de dispersie a separărilor de cementită din ledeburită şi din perlită.

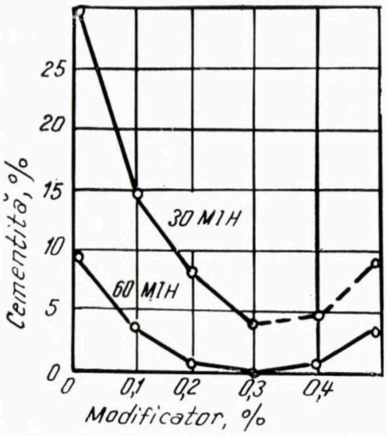


Fig. 1

S-a constatat că cementita din fonta modificată se descompune în stadiul întîi (la 960 — 980°C) cu mult mai repede decît în fonta nemodificată. În figura 1 se arată influenţa cantităţii de modificator şi a duratei de menţinere la primul stadiu de grafitizare asupra cantităţii de cementită nedescompusă.

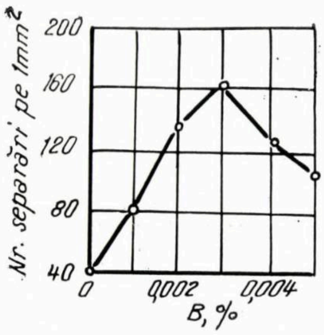


Fig. 2

Se vede că mărirea adaosului de modificator pînă la 0,4 % duce la intensificarea procesului de descompunere a cementitei, iar adaosurile peste această valoare duc, din contră, la micşorarea lui. Cantitatea minimă de cementită se constată la adaosuri de 0,25 — 0,35 % modificator.

În figura 2 se arată variaţia numărului centrilor de grafitizare în funcţie de conţinutul remanent de bor, de unde reiese că numărul maxim se obţine pentru conţinuturi de 0,003 % B, adică la circa 0,3 % modificator.

Se ştie însă că modificarea fontei numai cu bor determină doar o mărire neînsemnată (de numai două ori) a numărului de centri de grafitizare. Rezultă că efectul modificator al adaosului de bor şi siliciu este de două ori mai puternic decît al borului singur. În afară de aceasta, în cazul folosirii modificatorului complex, separările de grafit se obţin mai compacte (mai apropiate de forma nodulară). Adaosul modificatorului complex B — Si duce la mărirea pronunţată a valorilor proprietăţilor mecanice (σ_r, δ şi K).

Pregătirea specialiştilor în domeniul turnătoriei şi dezvoltarea producţiei de piese turnate în R. P. Polonă [1]—[6].

În prezent, în Republica Populară Polonă există 10 catedre de turnătorie. Astfel, la Facultatea de turnătorie de la Academia de mine şi metalurgie din Kracovia sînt catedrele de turnare a fontei, metalurgia şi turnarea oţelurilor în piese, turnarea aliajelor neferoase, tehnologia de formare, de maşini şi utilaje de turnătorie, de metalurgie fizică pentru turnătorii. Urmează apoi catedra de turnătorie de la Politehnica din Varşovia, de la Şcoala superioară tehnică din Lodz, Politehnica din Wroclaw, Politehnica din Silezia, Politehnica din Czestochowa şi Politehnica din Sczezin. Durata de învăţămînt este de 5,5 ani.

La aceste catedre se desfăşoară, de asemenea, o susţinută activitate de cercetare, catedrele avînd legături directe cu turnătoriile din uzine. În domeniul turnătoriei au fost susţinute pînă în prezent 37 teze de doctorat şi au fost conferite 5 titluri de doctor docent.

Activitatea de cercetare principală este efectuată în Institutul de turnătorie din Kracovia, organizat în anul 1946, unde lucrează peste 800 de persoane, şi care acoperă toate lucrările de cercetare legate de turnătorie.

În tabela 1 se arată dezvoltarea structurii producţiei de piese turnate în Republica Populară Polonă în perioada 1950 — 1970.

Tabela 1

Anul	1950	1960	1965	1970
Producţia totală	100	100	100	100
Fontă cenuşie	81,5	82,8	82,5	82,5
Fontă maleabilă	1,7	2,2	2,5	3,0
Oţel	17,8	15,0	15,0	14,5

Rezultă tendinţa de micşorare a proporţiei de piese turnate din oţel. În comparaţie cu ţara noastră, în R.P.Polonă producţia de fontă maleabilă şi cenuşie este mai ridicată, ceea ce indică o folosire mai raţională a acestor două materiale în construcţia de maşini.

În tabela 2 se arată variaţia producţiei de piese turnate în perioada 1937 — 1964.

Tabela 2

Aliajul, mii t	1937	1950	1958	1962	1964
Fontă cenuşie şi maleabilă şi cu grafit nodular	205	342	894	1 064	1 256
Neferoase	5,4	16	37,2	52,9	57,3
Oţel	22	69	159	207	230

Rezultă că producţia de piese pe cap de locuitor este de circa 48 kg.

Există peste 300 de turnătorii dintre care peste 100 au o producţie de peste 3 000 t piese pe an.

Fontele superioare cu grafit nodular se elaborează în 17 turnătorii, totalizînd circa 10 000 t/an.

Fontele maleabile se produc în opt turnătorii, în cantităţi de circa 40 000 t/an.

Oţelurile de turnătorie se elaborează în circa 27 de turnătorii, iar aliajele neferoase, în 270 de turnătorii, în cantităţi de 57 300 t/an. Turnarea sub presiune a pieselor din aliaje neferoase se practică în 15 turnătorii.

Cele mai multe utilaje specifice de turnătorii sînt fabricate în ţară. Unele din ele sînt chiar exportate (instalaţii de turnare centrifugală, cubilouri, instalaţii de dezbatere a pieselor, de preparare a amestecurilor de formare etc.).

În turnătorii lucrează peste 1 000 ingineri turnători care sînt organizaţi în Asociaţia turnătorilor polonezi.

Această asociaţie este afiliată la Comitetul Internaţional de Turnătorie încă din 1927.

Asociaţia inginerilor turnători editează trei reviste de turnătorie şi are mai multe comisii de specialitate.

BIBLIOGRAFIE

[1] Industrie — Anzeiger, nr. 72, 1965, p. 1705.
[2] Przeglad Odlewnictwa, nr. 8, 1965, p. 230 — 243.
[3] Technik în Polen, nr. 3, 1965, p. 1 — 31.
[4] Zeszyty Problemowe Prezegladu — Technicznego, sept. 1965, p. 1 — 83.
[5] Îndrumar privind catedra de turnătorie a Institutului politehnic din Gliwice, 1965, 65 pag.
[6] Îndrumar privind catedra de turnătorie a Institutului politehnic din Czestochowa, 1965, 29 pag.

RECENZII

V. M. Klempert. **Automatizaţiia domennoi peci.** (Automatizarea furnalului), Moscova, Metallurghia, 1965, 216 pag., 125 fig.

Lucrarea este destinată lucrătorilor din industria metalurgică şi unui cerc larg de cititori pe care îi interesează problemele automatizării furnalelor.

Tehnica producerii fontei în furnale a înregistrat în ultimele două decenii numeroase progrese în domeniul mecanizării şi automatizării, în momentul de faţă furnalul fiind unul din agregatele cele mai automatizate din siderurgie.

Reflectînd experienţa acumulată de colectivele de cercetători ai proceselor din furnal, a lucrătorilor din industria constructoare de aparate, a organizaţiilor de proiectare şi a lucrătorilor din siderurgie, lucrarea de faţă acordă o deosebită importanţă problemelor proiectării şi exploatării sistemelor automate de control, reglare şi comandă.

După un capitol introductiv privind construcţia furnalelor, instalaţiile sale auxiliare şi bazele teoretice ale proceselor din furnal se descriu metodele de măsurare, construcţia aparatelor de măsură şi control şi a regulatoarelor.

Sistemul de reglare automată şi de comandă a furnalului formează obiectul unui capitol separat în cadrul căruia sînt analizate principalele aspecte ale automatizării zonale: reglarea temperaturii aerului, reglarea presiunii gazului de furnal, reglarea umidităţii aerului, reglarea distribuţiei aerului, reglarea consumului de gaz natural, încărcarea automată a furnalului etc. În cadrul fiecărei probleme tratate se prezintă atît metoda propriu-zisă de reglare, cît şi aparatajul existent.

Ţinînd seamă de importanţa ridicării parametrilor aerului pentru perfecţionarea siderurgiei fontei, un capitol întreg tratează automatizarea complexă a funcţionării preîncălzitoarelor de aer.

În capitolul rezervat perspectivelor automatizării furnalului se analizează posibilitatea de folosire a calculatoarelor electronice.

Lucrarea prezintă utilitate în special pentru studiul automatizării zonale. În ce priveşte studierea automatizării complexe a furnalului — domeniu în care s-au înregistrat recent progrese importante — datele furnizate nu epuizează problema modelării matematice a proceselor din furnal şi a instalaţiilor construite pe această bază.

Ing. *S. Orăscu*

M. O. Rîbkin, S. I. Dementiev, L. E. Pleskov şi E. N. Gohbon. **Transportul în uzinele metalurgice** (Transport na metallurghiceskih zavodah). Moscova, Izdatelstvo Metallurghia, 1964, 412 pag., 76 fig.

Lucrarea tratează problemele ridicate de proiectarea şi organizarea transportului intern în uzinele metalurgice, într-o formă sistematizată, cuprinzînd: caracteristicile de bază ale uzinelor şi combinatelor metalurgice moderne, alegerea tipului de transport pentru uzinele şi combinatele siderurgice, bazele proiectării şi organizării transportului feroviar, bazele proiectării şi organizării transportului rutier, bazele proiectării transporturilor speciale şi ale mecanizării lucrărilor de încărcare — descărcare.

Lucrarea nu cuprinde o descriere a utilajelor de transport ci doar a fluxurilor de transport, clasificate în: transporturi exterioare, transporturi uzinale şi în secţii. Se indică principalii factori care influenţează alegerea unui anumit tip de transport: proprietăţile materialelor, productivitatea transportului, planul general, planul şi dimensiunile secţiilor, condiţiile de securitate şi igienă a muncii, investiţia specifică şi costurile de exploatare etc. Sub formă de tabele se indică capacităţile diferitelor mijloace de transport şi ale instalaţiilor de încărcare — descărcare.

În cuprinsul lucrării se dau indici tehnico-economici pentru proiectarea transportului uzinal, pentru determinarea numărului mijloacelor de transport în funcţie de caracteristicile locale, pentru determinarea forţei de muncă, a necesarului de reparaţii şi întreţinere etc.

În ce priveşte mijloacele de încărcare — descărcare se analizează transportoarele cu bandă, transportul pneumatic, transportul cu funicularul, indicîndu-se metode de calcul al eficienţei pentru fiecare tip de utilaj.

Avînd în vedere legătura strînsă care există între noile mijloace de transport folosite în transportul intern şi planul general al uzinelor siderurgice moderne integrate, ar fi fost util ca lucrarea să trateze — la nivelul performanţelor mondiale — despre principalele utilaje şi vehicule folosite în transportul uzinal în siderurgie.

Redactată concis şi clar, conţinînd numeroase figuri şi diagrame, lucrarea poate servi ca un îndrumar preţios în activitatea de proiectare şi în învăţămîntul superior.

Ing. *S. Orăscu*

I. A. Şulte. **Nemetallic̆eskie vkliucenia v elektrostali** (Incluziunile nemetalice în oţelul electric). Moscova, Metallurgia, 1964, 208 pag., 99 fig., 49 tabele.

În cele nouă capitole din care este compusă lucrarea (Cercetarea naturii şi aprecierea incluziunilor nemetalice; Formarea incluziunilor nemetalice; Procesele de modificare a oţelului electric; Rolul adaosului final de aluminiu; Variaţia incluziunilor nemetalice în procesul de elaborare şi de turnare a oţelului electric; Incluziunile exogene; Oxidarea secundară a oţelului; Influenţa factorilor tehnologici asupra caracterului şi proprietăţilor oţelului electric şi Incluziunile nemetalice în oţelul de turnătorie) autorul prezintă date preţioase privind geneza incluziunilor nemetalice în oţelurile electrice, precum şi factorii care influenţează cantitatea, forma şi modul de repartizare a acestor incluziuni în masa metalică de bază.

Datele se referă atît la oțelurile prelucrate prin deformare la cald, cît și la cele turnate (oțelurile nealiate cu conținut mediu de carbon și oțelurile înalt aliate cu mangan).

În lucrare se analizează pe larg rolul dezoxidării finale a oțelului cu aluminiu asupra formei și modului de repartizare a incluziunilor nemetalice și, prin aceasta, asupra proprietăților fizico-mecanice ale oțelului. Se scoate în evidență rolul secundar pe care-l joacă viteza de decarburare a oțelului la elaborare, precum și posibilitatea de intensificare a procesului de elaborare a oțelului în cuptorul electric acid.

Deosebit de interesante sînt datele privitoare la oxidarea oțelului în timpul turnării, precum și la incluziunile exogene din oțelurile de turnătorie. Relativ noi sînt datele care se referă la variația naturii și proprietăților incluziunilor nemetalice din oțelurile elaborate în cuptoare cu inducție, prin topire în vid sub zgură și cele care se referă la oțelurile rafinate cu zgure sintetice etc.

Mai puțină atenție s-a acordat incluziunilor nemetalice din oțelurile aliate, corelației dintre incluziuni (formă, cantitate, repartizare) și viteza de răcire a pieselor turnate (și deci și proprietățile fizico-mecanice), precum și influenței agregatului de elaborare asupra acestor incluziuni.

Lucrarea este scrisă la un nivel ridicat și este destinată specialiștilor în elaborarea și turnarea oțelului electric.

Dr. ing. *L. Sofroni*

Teoria procesów technologiczych w odlewnictwie metali (Teoria proceselor tehnologice la turnarea metalelor). Varșovia, Editura tehnico-științifică, 1965, 638 pag.

Procesele de turnare a aliajelor în forme, deși sînt cunoscute și folosite de multă vreme, abia în prezent încep să fie fundamentate din punct de vedere științific. În ultimii ani s-au efectuat numeroase cercetări și studii privind mecanismul și cinetica proceselor de turnare. Tot mai mult au fost folosite cunoștințele dobîndite în alte domenii (matematică, chimie, fizică) pentru a explica unele particularități ale acestor procese, cu caracter tehnologic.

Lucrarea recenzată, întocmită de un colectiv de specialiști polonezi, sub redacția prof. ing. Pl. Januszewicz și a dr. doc. ing. Piaskowski, își propune să prezinte bazele teoretice ale principalelor procese specifice turnătoriei, ca de exemplu : procesele care au loc la topirea, turnarea, solidificarea și răcirea aliajelor turnate, precum și procesele care au loc la executarea formelor și miezurilor pentru turnătorie.

Autorii își propun, și în mare măsură reușesc, să stabilească modele matematice și fizice, care să exprime cît mai complet fenomenele reale întîlnite în practica turnătoriei.

Lucrarea cuprinde unsprezece capitole, după cum urmează : Problemele științifice generale care se pun la turnarea metalului (P. Januszewicz); Bazele termodinamice ale proceselor din turnătorii (Z. Tyszko); Reacțiile fizico-chimice care au loc în metal la topirea lui în cubilou (R. Krezszewski); Procesele de ardere și topire în cubilou (C. Podrucki); Îndesarea amestecului de formare cu ajutorul mașinilor (J. Lempici); Procesul de producere a miezurilor prin suflare (S. Pelczarski); Tensiunea superficială a metalului lichid și procesul de pătrundere a lui în formă (M. Olszewski); Procesul de umplere a formei de turnare cu metal lichid (Z. Górny); Solidificarea și răcirea pieselor turnate (W. Langa); Cinetica transformărilor fazice care au loc în aliajele de turnătorie în stare solidă (I. Piaskowski); Tensiunile și crăpăturile în piesele din oțel (G. Kniaginin).

Caracteristic, pentru toate capitolele amintite, este faptul că autorii folosesc o prelucrare și interpretare a datelor tehnologice cu ajutorul unui aparat matematic avansat. De fiecare dată se caută să se scoată în evidență esența fenomenelor, partea generală a lor.

Ținînd seamă de modul nou de abordare a proceselor din turnătorii, pot fi justificate și unele lipsuri ale modelelor prezentate, care nu întotdeuna iau în considerare influența tuturor factorilor importanți (ca de ex. : în problema schimbului de căldură în cubilou, a variației compoziției chimice a fontei la topirea în cubilou, a mecanismului îndesării formelor și miezurilor, a solidificării etc.).

Considerăm că în lucrare nu sînt suficient de bine reprezentate cele mai importante procese legate de turnarea aliajelor, și anume : transformările volumetrice care au loc la solidificarea și răcirea pieselor, formarea structurii primare în piesele turnate, precum și teoria lierii în procesul de executare a formelor și miezurilor.

Menționăm că autorii, în procesul de elaborare a lucrării, au ținut seamă de ultimele date din literatură (lucru indicat și de numeroasele izvoare de literatură citate).

Lucrarea se impune prin modul original de interpretare a proceselor din turnătorii, prin bogăția de date și mai ales prin faptul că reușește să pătrundă în explicarea fizico-chimică a fenomenelor.

Ea este destinată cercetătorilor și specialiștilor turnători din uzine.

Dr. ing. *L. Sofroni*

N. T. JAROV. **Avtomatizația nekotorîh liteinîh proțesov** (Automatizarea cîtorva procese din turnătorie). Ed. Mașinostroenie, Moscova, 1964.

Cercetările făcute în ultimii ani cu privire la automatizarea a numeroase procese tehnologice în toate ramurile industriale au dus la crearea unui număr mare de mijloace de comandă automată (mecanice, electrice, hidraulice, pneumatice, electronice etc.). Turnătoriile se caracterizează în general printr-un număr foarte mare și variat de procese tehnologice și tipuri de utilaje, fapt care îngreuiază în mare măsură automatizarea tuturor acestor procese.

Cartea ing. N.T. Jarov urmărește, în primul rînd, clarificarea problemelor legate de automatizarea proceselor de preparare a amestecurilor de formare și de topire a fontei în cubilou, care consumă în turnătorii un mare volum de muncă și în decursul cărora se manipulază cele mai mari cantități de materiale.

În primul capitol al cărții se face o clasificare pe scurt a mijloacelor și sistemelor de automatizare, lucru absolut necesar pentru înțelegerea acestora de către un cerc mai larg de ingineri tehnologi, nespecialiști în automatică.

În capitolul următor se trece la aplicarea acestora la procesele tehnologice din turnătorii, amintite mai sus.

Sînt analizate procedeele de automatizare a instalațiilor de preparare a amestecurilor de formare și de alimentare a grupului de amestecare cu materii prime, și de distribuție a amestecurilor preparate la locurile de consum din hală. Sînt tratate, de asemenea, amănunțit, procedeele de control și reglare a umidității amestecurilor de formare.

Fiecare subcapitol este însoțit de aprecieri asupra utilajelor și instalațiilor tehnologice supuse automatizării, lucru foarte necesar pentru aprecierea eficienței automatizării introduse.

În această ordine de idei, trebuie făcută însă observația că autorul face o apreciere unilaterală asupra dozatoarelor gravimetrice din cadrul instalațiilor de preparare, considerîndu-le complicate, scumpe și de gabarit mare. Menționăm că asemenea dozatoare funcționează bine în unele țări printre care și în țara noastră (la UCMR) fără a avea dezavantajele menționate mai sus.

În carte este tratată, de asemenea, automatizarea secțiilor de cubilouri din turnătoriile de fontă, inclusiv automatizarea șarjării cubilourilor.

Un subcapitol întreg este destinat automatizării proceselor tehnologice din secțiile de confecționare în coajă a formelor și miezurilor.

Procedeele de automatizare analizate sînt tratate la un nivel foarte înalt, fapt confirmat și de vasta bibliografie consultată, care cuprinde un număr mare de documentații sovietice și străine.

Cartea este destinată inginerilor din proiectare și exploatare, atît turnători, cît și specialiști în automatică, fiind folositoare și studenților care își elaborează proiectele de diplomă în specialitatea „turnătorie".

Ing. *C. Scorțea*

INDEX DE AUTORI

Anisimov A. T. . . . . p. 351
Bader E. I. . . . . p. 356
Barbu I. . . . . p. 301
Benţa M. . . . . p. 335
Bertumé I. . . . . p. 343
Blagonravov B. P. . . . . . . p. 356
Bolotova E. P. . . . . p. 360
Buddendieck W. . . . . p. 355
Cerkasov L. M. . . . . p. 357
Corciovei Emilia . . . . . . p. 301
Corneanu A. . . . . p. 332
Dan Georgeta . . . . p. 348
Dementiev S. I. . . . . p. 362
Diakonov V. E. . . . . p. 356
Dragoman I. . . . . p. 332
Duderstadt G. C. . . . . . . p. 352
Economopoulos M. . . . . . p. 360
Falk E. . . . . p. 301
Fominîh I. P. . . . . p. 361
Gabor G. . . . . p. 354
Gavriliuk L. Ia . . . . p. 350
Gérard H. . . . . p. 353
Gâdea Suzana . . . . p. 313
Gladîşev S. A. . . . . p. 360
Gohbon E. N. . . . . p. 362
Greday T. . . . . p. 360
Gremiers . . . . p. 355
Greuel F. . . . . p. 353
Grünwald E. . . . . p. 338
Habroken L. . . . . p. 360
Henkin M. L. . . . . p. 360
Iţkovici G. . . . . p. 351
Ivaniov V. . . . . p. 332
Jarov N. T. . . . . p. 363
Jitea Beatrice . . . . p. 332
Katova E. V. . . . . p. 350
Klempert V. M. . . . . p. 362
Kliotkin G. I. . . . . p. 356
Koleşnik L. A. . . . . p. 357
Kotelnikov I. V. . . . . p. 351
Kreşcianovski N. S. . . . . . p. 359
Leonidov N. K. . . . . p. 350
Levi L. I. . . . . p. 356
Lichy E. J. . . . . p. 352
Lopatina K. A. . . . . p. 361
Lubeneţ I. A. . . . . p. 350
Lukin P. G. . . . . p. 350
Minkevici A. N. . . . . p. 325
Moldoveanu D. . . . . p. 313
Nehendzi I. A. . . . . p. 358
Nikonorova A. I. . . . . . . p. 360
Pavlenko I. I. . . . . p. 357
Petri L. . . . . p. 332
Plachy I. . . . . p. 319
Pleskov L. E. . . . . p. 362
Pommer Erna . . . . p. 332
Popov N. N. . . . . p. 351
Příbýl I. . . . . p. 319
Prohorov V. N. . . . . p. 350
Protopopescu Aurelia . . . . p. 348
Protopopescu M. . . . . p. 313
Rabinovici V. D. . . . . . . p. 356
Rău Al. . . . . p. 306
Reinhorn Gabriela . . . . . p. 301
Rîbkin M. O. . . . . p. 362
Rîcă I. . . . . p. 335
Rostovţev L. I. . . . . p. 359
Roth U. . . . . p. 355
Sack E. T. . . . . p. 353
Samways N. L. . . . . p. 352
Sidorenko M. F. . . . . . . p. 359
Sobol N. L. . . . . p. 356
Soboleva N. P. . . . . p. 360
Spindler S. S. . . . . p. 358
Strange R. R. . . . . p. 352
Suceveanu Gh. . . . . p. 325
Suharciuk I. S. . . . . p. 356
Szabo A. . . . . p. 332
Şerban A. . . . . p. 329
Ştefănescu I. . . . . p. 301
Şulte I. A. . . . . p. 362
Torry A. . . . . p. 355
Vacu Silvia . . . . p. 306
Varava V. I. . . . . p. 351
Wiegemann H. . . . . p. 355

BLASBERG GALVANOTECHNIK
un factor pentru finisajul raţional

Livrează:

Automate, instalaţii şi aparate pentru toate procesele chimice şi electrolitice ale galvanotehnicii.

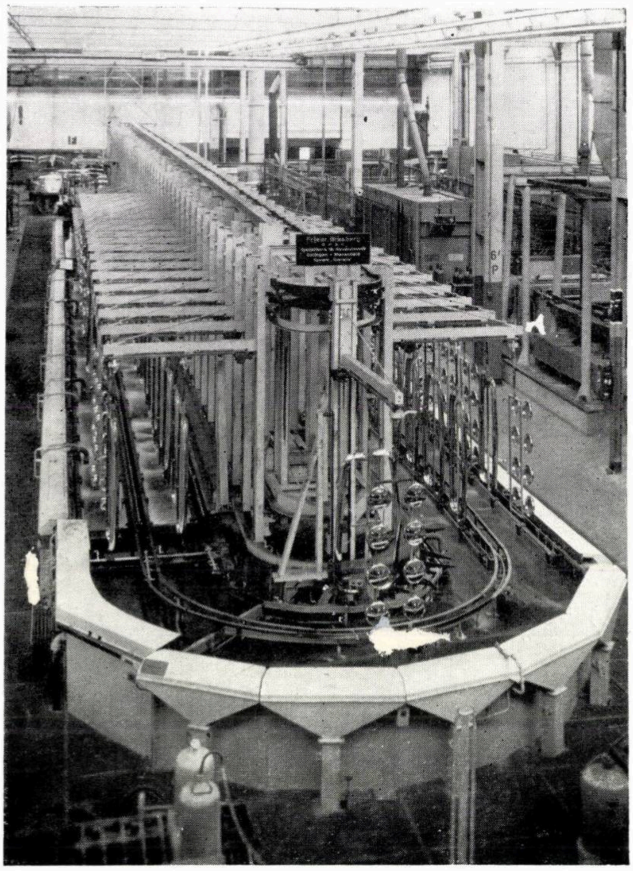
Procedee de înaltă productivitate şi preparate pentru tratamentul chimic şi electrolitic al suprafeţelor metalelor şi materialelor plastice.

Cereţi informaţii asupra procedeelor moderne şi asupra instalaţiilor, prin instrucţiunile gratuite.

BLASBERG

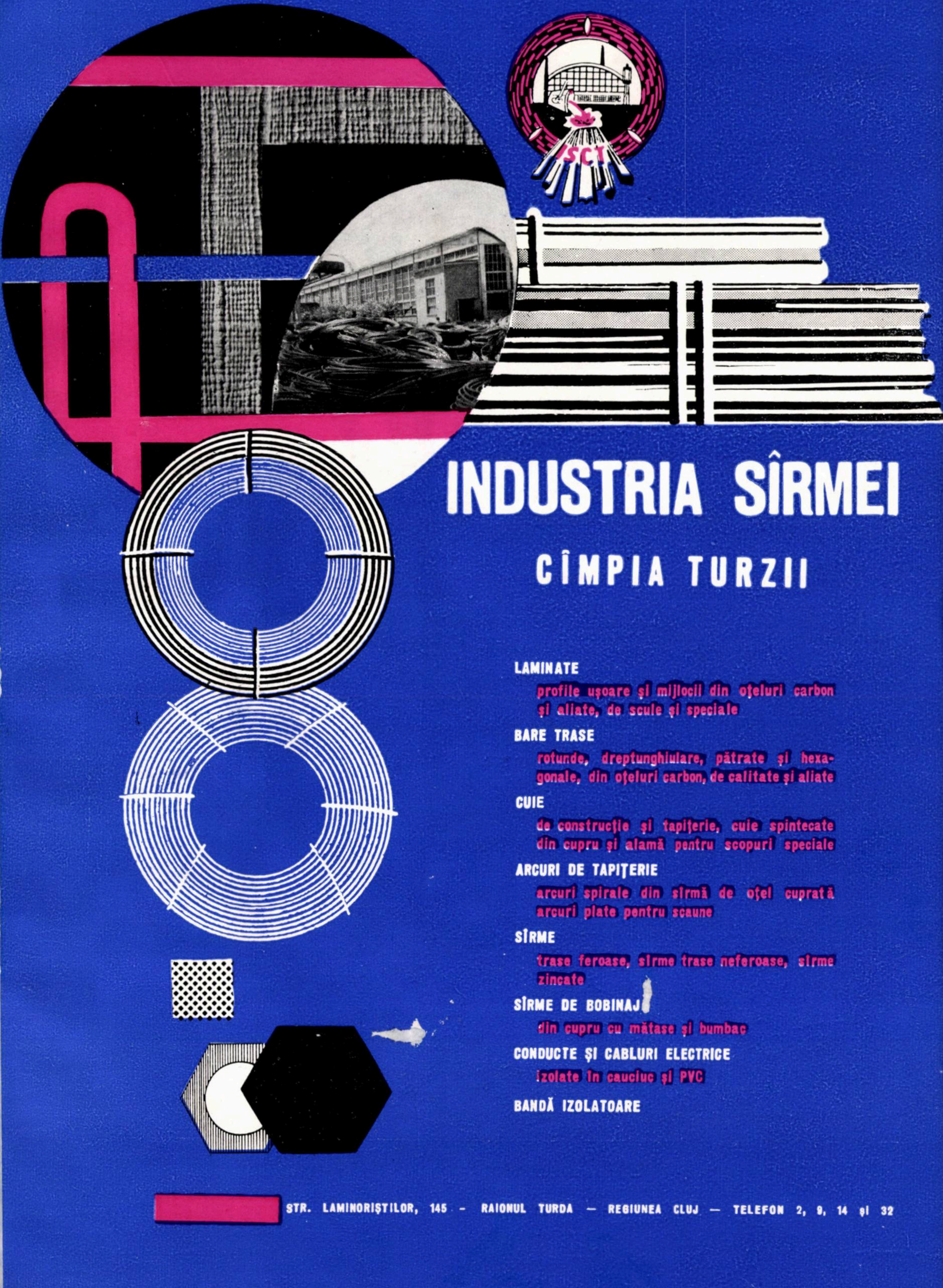
Îndrumează în domeniul cercetărilor şi al practicii.

Fotografia alăturată reprezintă o instalaţie de galvanizare complet automatizată, pentru acoperiri lucioase cu cupru, cu nichel şi cu crom.



Blasberg

Friedr. Blasberg Solingen
Gmbh & Co. KG
Fabrică specială pentru tehnica galvanizării
565 Solingen-Merscheid
Tel. (02122) 78061
FS 08514835
Republica Federală Germania



INDUSTRIA SÎRMEI

CÎMPIA TURZII

LAMINATE

profile ușoare și mijlocii din oțeluri carbon și aliate, de scule și speciale

BARE TRASE

rotunde, dreptunghiulare, pătrate și hexagonale, din oțeluri carbon, de calitate și aliate

CUIE

de construcție și tapițerie, cuie spintecate din cupru și alamă pentru scopuri speciale

ARCURI DE TAPIȚERIE

arcuri spirale din sîrmă de oțel cuprată arcuri plate pentru scaune

SÎRME

trase feroase, sîrme trase neferoase, sîrme zincate

SÎRME DE BOBINAJ

din cupru cu mătase și bumbac

CONDUCTE ȘI CABLURI ELECTRICE

izolate în cauciuc și PVC

BANDĂ IZOLATOARE

STR. LAMINORIȘTILOR, 145 — RAIONUL TURDA — REGIUNEA CLUJ — TELEFON 2, 9, 14 și 32

SiC

PRODUCE CURENT :

CARBURĂ DE SILICIU CU GRANULAȚIA DE LA 6 PÎNĂ LA 160, AVÎND URMĂTOARELE CARACTERISTICI FIZICE ȘI CHIMICE :

— carbură de siliciu (SiC)	min.	96%
— siliciu + bioxid de siliciu	max.	1%
— carbon liber	max.	0,5%
— trioxid de fier	max.	0,8%
— fracție magnetică	max.	0,5%

UTILIZATĂ LA FABRICAREA CORPURILOR ABRAZIVE CU LIANT CERAMIC SAU ORGANIC, LA FABRICAREA ABRAZIVELOR PE SUPORT ȘI LA FABRICAREA PRODUSELOR REFRACTARE CARBORUNDICE

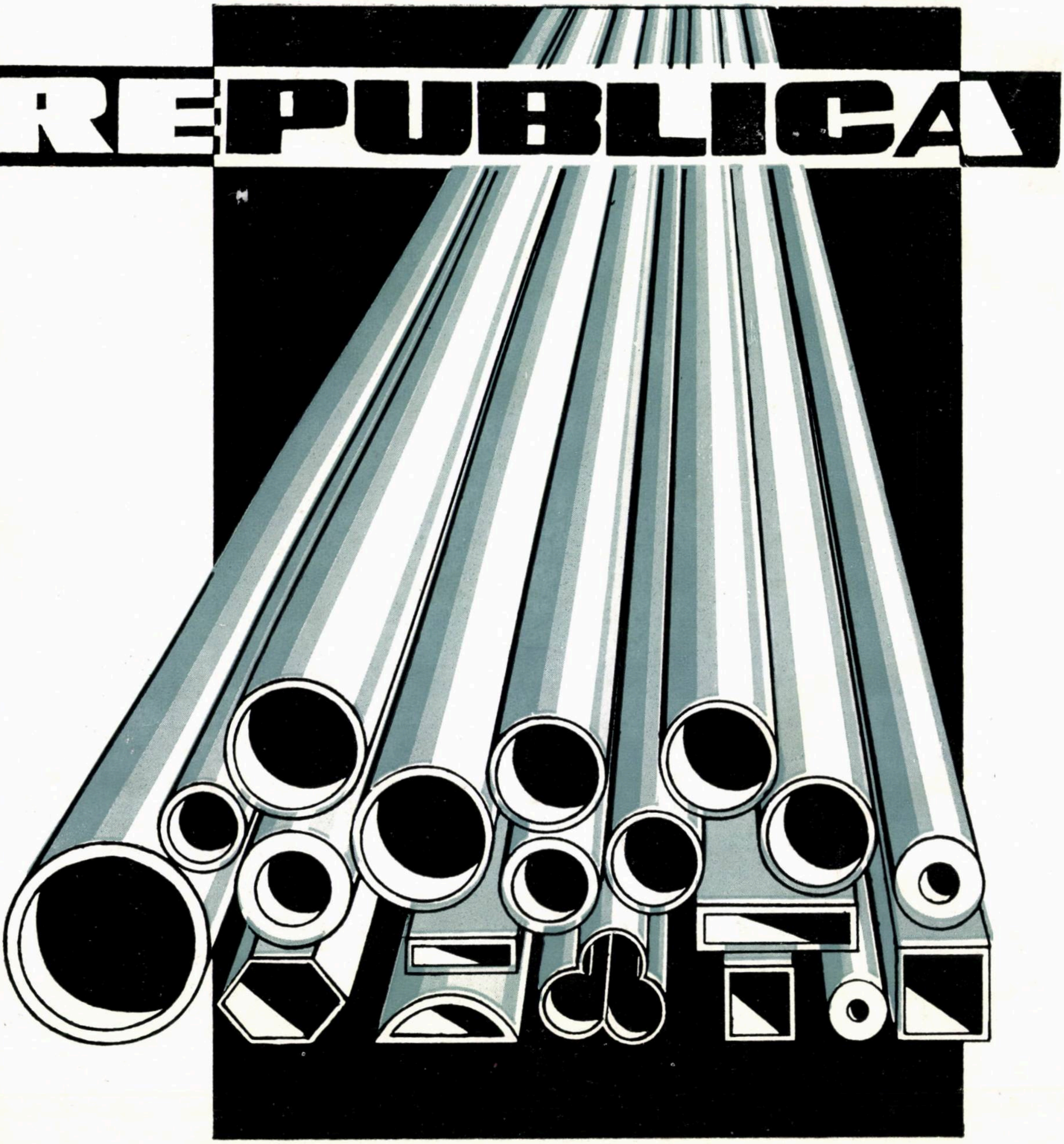
ÎNTREPRINDEREA INDUSTRIALĂ DE STAT

CARBOCHIM

CLUJ ● PIAȚA 1 MAI Nr. 3 ● TELEFON 12206

REDAȚI CIRCUITULUI ECONOMIC DEȘEURILE DE METALE ȘI METALELE VECHI INTENSIFICÎND PREDAREA LOR CĂTRE ÎNTREPRINDEREA PENTRU COLECTAREA METALELOR
ICM ICM
ICM ICM
ICM

UZINA DE ŢEVI REPUBLICA



- Produse tubulare cu diametrul sub 6″, pentru industria petrolieră
- Produse tubulare cu diametrul sub 6″, pentru prospecţiuni geologice
- Ţevi rotunde şi profilate — de precizie — trase la rece, cu diametrul de 5 — 57 mm, pentru construcţii
- Ţevi rotunde şi profilate, laminate la cald, cu diametrul de 48—152 mm, pentru construcţii
- Ţevi cu diametrul sub 6 , pentru instalaţii de apă, gaz şi abur

UZINA
METALURGICĂ
IAȘI

Produce:

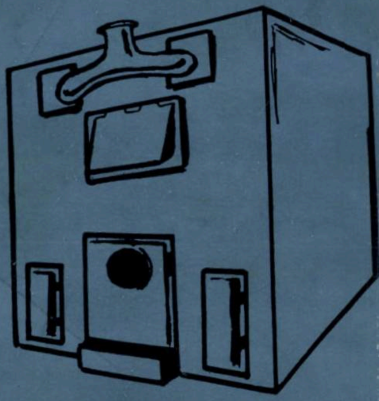
Un sortiment bogat de țevi pentru instalații, construcții, conducte și tuburi P.E.L., cu diametrele cuprinse între 5 și 114,5 mm, cu caracteristici mecanice, chimice și de probă hidraulică, la cerere

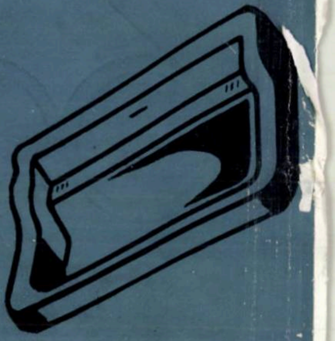
STR. PRIMĂVERII. 6 TELEFON 3501, 1934

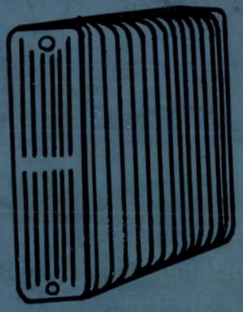
uzina VICTORIA calan

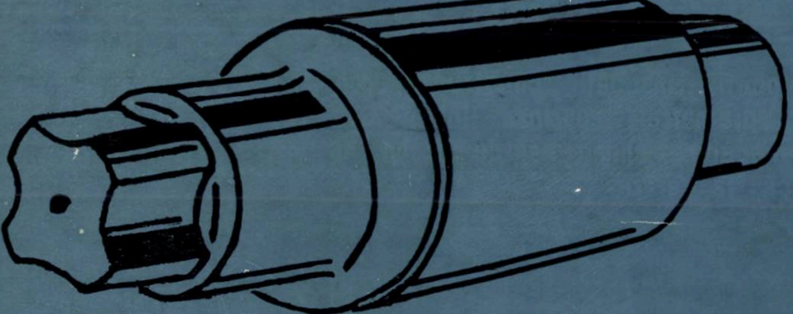
- Cazane secţionate din fontă, pentru încălzire centrală
- Radiatoare din fontă
- Căzi pentru baie
- Sobe din fontă pentru cazane de baie
- Chiuvete
- Cazane de baie din tablă emailată
- Lavoare
- Piese sanitare
- Spălătoare duble pentru vase
- Piese mecanice din fontă pînă la 10 t
- Fontă cenuşie brută de furnal STAS 882-65
- Lingotiere şi accesorii
- Cilindri pentru laminoare

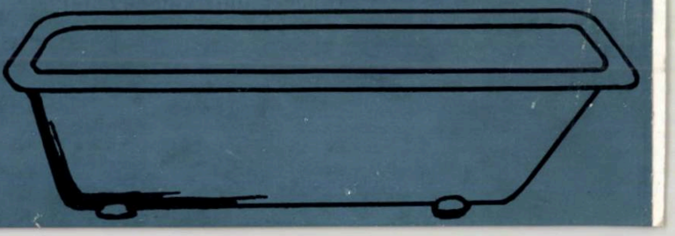
1966 JUL 21











L 5280

METALURGIA

4001

129

7

METALURGIA • BUCUREȘTI • ANUL XVIII • Nr. 7 • IULIE 1966

UZINA

VICTORIA

CĂLAN

Radiatoare din fontă
Căzi pentru baie
Sobe din fontă pentru cazane de baie
Chiuvete
Cazane de baie din tablă emailată
Lavoare
Piese sanitare
Spălătoare duble pentru vase
Piese mecanice din fontă, pînă la 10 t

Fontă cenușie brută de furnal STAS 882-65
Lingotiere și accesorii
Cilindri pentru laminoare

1883

METALURGIA

Anul 18 nr. 7 iulie 1966

CUPRINS

Pag.

STUDII ŞI CERCETĂRI

Tripşa I. şi *Hătărăscu O.* : **Cercetări pentru elaborarea fontei în furnal folosind burete de fier în încărcătură** 365

Ionescu D., Păun A., Sava Elena şi *Orosz Ruxandra* : **Consideraţii asupra îmbunătăţirii calităţii indicilor de exploatare la fabricarea semicocsului şi cocsului prin fluidizare** 369

Fischgold R., Laiu N., Teodorescu M. şi *Feber I.* : **Determinarea unor parametri de lucru la o cajă cuarto pentru laminarea la rece de benzi înguste din oţel** . . 373

Wanyorek C. : **Folosirea diagramelor termocinetice la alegerea oţelului pentru angrenaje cu dantură Novikov, de diferite grosimi** 378

Suceveanu Gh. şi *Minkevici A. N.* : **Noi băi de săruri pentru tratamente termochimice la temperatură înaltă.** 385

Dumitrescu Th., Caba M. şi *Popescu Viorica* : **Folosirea izotopilor radioactivi la studiul cristalizării lingourilor din aliaje de aluminiu, turnate semicontinuu** . . . 389

REALIZĂRI TEHNICE

Vida M. : **Bronz special de antifricţiune, înlocuitor al bronzurilor superioare cu staniu** 393

Şontea S. şi *Simonetti N* : **Decaparea inelelor de siguranţă** 397

ACTUALITĂŢI ŞI DISCUŢII

Niţulescu F. : **Laminarea profilelor economice** . . . 398

Codreanu M. : **Studiu asupra productivităţii utilajelor de matriţare la cald** 404

EXTRASE 408

RECENZII 426

INVENŢII 427

REVISTA REVISTELOR 429

INDEX DE AUTORI 431

COMITETUL DE REDACŢIE

M. ALEXANDRU, C. DRAGOMIR, T. DUMITRESCU, C. HERTL, G. ILIN, N. MURGULEŢ, I. NIŢĂ, P. PETRESCU, I. POPA, V. POPESCU, MARIA ROŞIANU, D. STĂNESCU, N. SÎRBU, L. SOFRONI, A. ŞERBAN, CL. ŞTEFĂNESCU, I. TRIPŞA, T. ŢECU, P. WECHSLER

Redactor responsabil: L. SOFRONI
Redactor: MARIA SAVU

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice şi al Consiliului Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacţia şi administraţia, Bucureşti, B-dul Republicii 64, raion Tudor Vladimirescu. Telefon : 13.09.25. Revista este editată de M.I.M. Abonamentele se primesc la Administraţia revistei. Instituţiile pot achita abonamentele pentru biblioteci şi cabinetele tehnice în contul nostru de virament : 022001 B.N. a Republicii Socialiste România — Filiala 30 Decembrie. M.I.M. — Oficiul de documentare şi publicaţii tehnice — Bucureşti. Tarif pentru întreprinderi : lei 150 anual ; tarif pentru muncitori, tehnicieni şi ingineri : lei 48 anual. Costul unui exemplar : lei 5. Tiparul : Întreprinderea Poligrafică Informaţia, str. Brezoianu nr. 23—25. Buc. c. 3530

42 406

SOMMAIRE

CD 669.[illegible] :669.181.4

Trip[illegible] *et Hătărăscu O.* : **Recherches sur l'élaboration de la fon[illegible]s le haut fourneau lorsqu'on introduit l'éponge de fer dans la charge.**

Metalurgia 18 (1966), no. 7, p. 365–369

Les essais ont démontré que, par l'utilisation de l'éponge de fer dans la charge du haut fourneau, la consommation spécifique de charbon de bois diminue avec la diminution de la chaleur nécessaire à la réduction des oxydes de fer; la productivité du haut fourneau augmente avec l'augmentation de la teneur en fer de la charge, sans que le fonctionnement du fourneau soit entravé.

CD 662.749.2

Ionescu D., Păun A., Sava Elena et *Orosz Ruxandra* : **Considérations sur l'amélioration des indices d'exploitation lors de la fabrication par fluidisation du semi-coke et du coke.**

Metalurgia 18 (1966), no. 7, p. 369–373

Il est nécessaire d'assurer la stabilité du processus de fabrication, d'améliorer l'emploi du temps dans l'exploitation des fours et surtout de maintenir la continuité du débit du gaz de fourneau, ce qui a pour effet de rendre meilleure la qualité du semi-coke produit.

La diminution de la consommation spécifique doit être réalisée par l'amélioration des séparateurs de poussière et des installations d'évacuation du produit.

CD 621.771.274

Fischgold R., Laiu N., Teodorescu M. et *Feber I.* : **La détermination de certains paramètres énergétiques pour une cage quarto dans le cas du laminage à froid des bandes étroites d'acier.**

Metalurgia 18 (1966), no. 7, p. 373–378

L'article contient les résultats de certains mesurages systématiques exécutés sur une cage quarto dans le cas du laminage à froid des bandes étroites d'acier. Ces mesurages ont eu pour but de déterminer les paramètres énergétiques et ont été effectués sur les six marques les plus importantes d'acier indiquées dans les standards roumains.

CD 621.785.5 :621.833(084.2)

Wanyorek C. : **L'emploi des diagrammes thermocinétiques lors du choix de l'acier pour les engrenages à denture Novikov.**

Metalurgia 18 (1966), no. 7, p. 378–385

On expose la technique de l'application des diagrammes thermocinétiques en vue de l'étude des structures, des duretés et des durées critiques de refroidissement qui sont l'effet de la trempe à l'eau ou à l'huile, pour cinq qualités différentes d'acier. En fonction de ces données, on détermine les épaisseurs maxima des roues Novikov qui peuvent être fabriquées avec les aciers en cause.

CD 621.785 :621.784.666

Suceveanu Gh. et *Minkevici A. N.* : **Nouveaux bains de sels pour traitements thermochimiques à haute température.**

Metalurgia 18 (1966), no. 7, p. 385–389

En vue de la cyanuration aux températures qui dépassent 780°C on a examiné plusieurs bains de sels binaires et ternaires à base du cyanate résulté de l'action réciproque de l'urée et de la soude anhydre ; les meilleurs résultats ont été obtenus avec les mélanges formés de 30% $NaCNO$ + 45% Na_2CO_3 + 25% $NaCl$ et de 30% $NaCNO$ + 45% Na_2CO_3 + + 25% KCl (aux températures de 880–950°C, la teneur en cyanate pouvant être moindre).

Les nouveaux mélanges ont donné satisfaction en ce qui concerne l'épaisseur de la couche, la dureté, la teneur en azote et en carbone, etc. ; on les recommande pour remplacer les bains de sels à base de cyanures, utilisés actuellement.

Mis à part les avantages d'ordre technologique, les nouveaux bains ne sont pas toxiques, sont trois fois moins chers et n'impliquent pas l'importation de matériaux étrangers.

CD 621.741.71.033.2 :669,71—412 :521.039.85

Dumitrescu Th., *Caba M.* et *Popescu Viorica* : **L'emploi des isotopes radioactifs à l'étude de la cristallisation des lingots en alliage d'aluminium, coulés semi-continuellement.**

Metalurgia 18 (1966), no. 7, p. 389—393

Les auteurs présentent les résultats des recherches effectuées à l'aide des isotopes radioactifs Ca^{45} Sn^{113}, en vue de la détermination, par la méthode autoradiographique, du front de solidification et de la phase liquide lors du coulage semi-continuel des lingots en alliage d'aluminium.

CD 669.35'5'6'4 :669.018.24

Vida M. : **Bronze spécial d'antifriction, succédané des bronzes supérieurs à étain.**

Metalurgia 18 (1966), no. 7, p. 393—397

À la suite des expériences faites depuis deux ou trois ans on a observé que ce bronze spécial d'antifriction remplace très bien le bronze supérieur à etain Bz 14 T.

CD 621.79.025 :669.587 :625.282—843.6

Şontea S. et *Simonetti N.* : **Le décapage des anneaux de sûreté.**

Metalurgia 18 (1966), no. 7, p. 397—398

On expose trois méthodes de décapage qui servent à préparer la surface des anneaux de sûreté avant le revêtement à zinc ou cadmium.

CD 621.771.2—434.5

Niţulescu F. : **Le laminage des profilés économiques.**

Metalurgia 18 (1966), no. 7, p. 198—403

On décrit plusieurs types de profilés économiques et on insiste sur leur laminage.

CD 621.964 :621.979

Codreanu M. : **Étude sur la productivité des outillages pour l'estampage à chaud.**

Metalurgia 18 (1966), no. 7, p. 404—408

On passe en revue les facteurs dont dépend la productivité des outillages pour l'estampage et on précise comment on peut déterminer ces facteurs.

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 669.162.8 :669.181.4

Трипша И. и *Хэтэрэску О.*: **Исследования по выплавке чугуна в доменной печи с использованием в шихте губчатого железа.**

Metalurgia 18 (1966), № 7, стр. 365—369

В результате исследований было установлено, что при использовании в шихте доменной печи губчатого железа снижается удельный расход древесного угля, за счет тепла необходимого для восстановления окисей железа, увеличивается производительность доменной печи вследствие увеличения содержания железа в шихте без того чтобы это повело к неполадкам в работе печи.

ДК 662.749,2

Ионеску Д., *Пэун А.*, *Сава Елена* и *Орос Руксандра*: **По вопросу улучшения уровня эксплуатационных показателей при производстве полукокса и кокса методом кипящего слоя.**

Metalurgia 18 (1966), № 7, стр. 369—373

Является необходимым оказать особое внимание стабильности производственного процесса, улучшению фонда времени при эксплуатации печей и в особенности обеспечению постоянства выхода доменного газа, что повело бы к улучшению качества производимого кокса.

Снижение удельного расхода должно быть осуществлено с помощью усовершенствования установок по обеспыливанию и по выходу продукта.

ДК 621,771.274

Фишгольд Р., Лайю Н., Теодореску Н., Фебер И.: **Определение рабочих параметров четырехвалковой клети для холодной прокатки узкой стальной ленты.**

Metalurgia 18 (1966), № 7, стр. 373–378

Приводятся результаты систематических измерений проведенных на четырехвалковой клети для холодной прокатки узких стальных лент. Измерения проведены для определения энергетических параметров, охвативших 6 важнейших марок стали согласно СТАС.

ДК 621.785.5 :621.833(084.2)

Ваниорек К.: **Использование термокинетических диаграмм в практике выбора стали для зубчатых сцеплений типа Новикова.**

Metalurgia 18 (1966), № 7, стр. 378–385

Освещается техника использования термокинетических диаграмм для изучения структуры, твердости и критической продолжительности охлаждения при закладе водой или маслом пяти различных марок стали. В зависимости от этих данных определяется максимальная толщина колес типа Новикова, осуществления которых возможно с применением этих сталей.

ДК 621.785 :621.784,666

Сучевяну Г. и *Минкевич А. Н.:* **Новые соляные ванны для термохимической обработки при высоких температурах.**

Metalurgia 18, (1966), № 7, стр. 385–389

Для цианирования при температурах, превышающих 780°C, была исследована целая серия составов ванн из смесей солей двойных и тройных на основе цианита, получающихся при взаимодействии мочевины и кальцинированной соды. Наилучшие результаты были получены при использовании смесей, состоящих из 30 % Na CNO + 45 % $Na\,CO_3$ + 25 % Na Cl и 30 % Na CNO + + 45 % $Na_2\,CO_3$ + 25 % KCl (при температурах 880 — 950 %C содержание цианита может быть даже ниже). Новые смеси соляных ванн показали удовлетворительные результаты по глубине, твердости, содержанию азота и углерода и т.п. и могут быть рекомендованы для замены соляных ванн цианирования, применяющихся в настоящий момент с использованием цианистой соли.

Новые соляные ванны представляют собой кроме технологических преимуществ и то преимущество, что они в 3 раза дешевле и не являются токсичными, а также не требуют использования импортных материалов.

ДК 621.741.71.033.2 :669,71 – 412 :621.039.85

Думитреску Т., Каба М. и Попеску Виорика: **Использование радиоактивных изотопов при изучении кристаллизации слитков алюминиевого сплава, отлитых с применением полученепрерывного процесса.**

Metalurgia 18 (1963), № 7, стр. 389–393

В работе представлены результаты исследований, проведенных с использованием радиоактивных изотопов Ca^{45} и Cн^{413} и с применением метода автоматической рентгенографии для определения фронта затвердения и глубины жидкой фазы при полунепрерывной отливке слитков алюминиевых сплавов.

ДК 669.35′5′6′4 :669.018.24

Вида М.: **Специальная антифрикционная бронза как заменитель высококачественных оловянистых бронз.**

Metalurgia 18 (1966), № 7, стр. 393–397

В результате проведенных за последние 2—3 года опытов было установлено, что специальная антифрикционная бронза с большим успехом заменяет высококачественную оловянистую бронзу В 14 Т.

ДК 621.79.025 :669.587 :625.282 – 843.6

Сонтя С. и *Симонетти Н.*: **Травление (декапировка) предохранительных колец.**

Metalurgia 18 (1936), № 7, стр. 397 – 398

Описаны три экспериментальных метода травления для подготовки поверхности предохранительных колец к покрытию их цинком или кадмием.

ДК 621.771.2 – 434.5

Ницулеску Ф.: **Прокат экономических профилей.**

Metalurgia 18 (1966), № 7, стр. 398 – 403

Описаны различные типы экономических профилей с упором на способ их прокатки.

ДК 621.964 :621.979

Кодряну М.: **Исследование производительности установки горячей штамповки.**

Metalurgia 18 (1966), № 7, стр. 404 – 408

Перечисляются факторы от которых зависит производительность штамповочных установок и указывается способ определения последних.

INHALTSVERZEICHNIS

DK 669.162.8 :669.181.4

Tripşa I. und *Hătărăscu O.* : **Untersuchungen über die Erschmelzung Hochofen Roheisen mit dem Eisenschwamm im Satz.**

Metalurgia 18 (1966), H. 7, S. 365 – 369

Diese Untersuchungen haben erwiesen, dass die Verwendung des Eisenschwammes in Hochofensatz die Verminderung des spezifisches Verbrauch der Holzkohle mit sich bringt als Folge der für Eisenoxidereduktion nötige Wärme ; während die Produktivität des Hochofens mit der Erhöhung des Eisengehaltes steigt, gibt es keine Unterbrechung in Hochofenbetrieb.

DK 662.749.2

Ionescu D., *Păun A.*, *Sava Elena* und *Orosz Ruxandra* : **Einige Berücksichtigungen über der Verbesserung der Betriebszählen in der Koks-und Halbkokserzeugung durch Wierbelschichtverfahren.**

Metalurgia 18 (1966), H. 7, S. 369 – 373

Eine herforragende Beachtung muss man der Stabilität des Betriebsprocess der Verbesserung des bei der Ausbeutung des Ofens Zeitaufwandes und besonder der Sicherung des kontinuirliches Hochofengases Entwicklung gewähren. Das bringt auch die Verbesserung des Halbkokses Qualitäts mit sich.

Die Verminderung des spezifischen Verbrauches muss durch die Verbesserung der Staubfang und Producktausladungvorrichtungen realisiert werden.

DK 621.771.274

Fischgold R., *Laiu N.*, *Teodorescu M.* und *Feber I.* : **Bestimmung einiger Arbeitsparameter bei einem Vierwalzgerüst für das Kaltwalzen schmaler Stahlbänder.**

Metalurgia 18 (1966), H. 7, S. 373 – 378

Im vorliegenden Aufsatz werden die Ergebnisse systematischer Messungen an einem Vierwalzgerüst für das Kaltwalzen schmaler Stahlbänder dargelegt. Die Messungen erfolgten zwecks Bestimmung der energetischen Parameter und wurden auf sechs der repräsentativsten Standard-Stahlsorten ausgedehnt.

DK 621.785.5 :621.833(084.2)

Wanyorek C. : **Anwendung thermokinetischer Diagramme bei der Auswahl des Stahls für Getriebe mit Novikov-Zahnung.**

Metalurgia 18 (1966), H. 7, S. 378 – 385

Vom technischen Standpunkt wird die Anwendung thermokinetischer Diagramme für die Untersuchung der Struk-

tur, der Härte und der kritischen Dauer der Wasser-und Ölhärtung von fünf verschiedenen Stahlsorten dargelegt. Im Verhältnis zu diesem Angaben werden die höchstzulässigen Stärken der aus diesen Stählen gefertigten Novikov räder bestimmt.

DK 621.785.621.784.666

Suceveanu Gh. und *Minkevici A. N.* : **Neue Salzbäder für die Thermochemischebehandlung bei hochen Temperaturen.**

Metalurgia 18 (1966), H. 7, S. 385–389

Für das Zyanieren bei Temperaturen über 780°C wurde eine Reihe von Salzbädermischungen mit binäre und ternäre Salzen auf Zyanate Basis untersucht, die Ergebniss der gegenseitigen Wirckung zwischen Hornstoff und Kalzinierte Soda sind die besten. Resultaten wurden mit den von den 30% NaCNO + 45% Na_2CO_3+ 25% NaCl und 30% NaCNO + 45% Na_2CO_3+ 25% KCl Mischungen erzielt (bei Temperaturen von 880–950°C könnte der Zyanate Gehalt auch kleiner sein).

Die für Salzbäder neue Mischungen haben gute Resultaten gegeben wie : Schichttiefe, Härte und Stickstoff und Kohlenstoffgehalt betrefft u.s.w. inden sie für das Ersetzen der auf Zyanate Basis heute verwendeten Zyanierenbäder zu empfelen sind. Ausser die technologischen Vorteile sind die neuen Salzbäder ungiftig, drei mal billiger und brauchen keine importierten Materialien.

DK 621.741.71.033.2;669,71–412:621.039.35

Dumitrescu Th., *Caba M.* und *Popescu Viorica* : **Verwendung der Radioaktiven Isotopen im Studium der Krystallisation von halbkontinuirlich gegossene Aluminium-legierten Blocken.**

Metalurgia 18 (1966), H 7, S. 389–393

Die Arbeit stellt die Ergebnisse den mit radioaktiven Isotopen Ca^{45} und Sn^{113} ausgefhrtent Untersuchungen der mit Hilfe des Autoradiographischen Verfahrens um das Erstarrungsfront und die Tiefe der Liquidusphase festzustellen bei dem halbkontinuirlichen Giessen der Aluminium-legierten Blocken.

DK 669.351′5′6′4:669.018,24

Vida M. : **Speziälle Lagerbrone als Ersatz von qualitativen Zinnbronsen.**

Metalurgia 18 (1966), H 7, S. 393–397

Bei den in den letzten 2—3 Jahren durchgefürhten Untersuchungen merkte man, dass die speziälle Legerbronze qualitative Zinnbronze B 14 T mit guten Ergebnissen ersetzen kann.

DK 621.79.025:669,587:621.282–843.6

Şontea S. und *Simonetti N.* : **Decapieren der Schutzringen.**

Metalurgia 18 (1966), H 7, S. 397–398

Es werden 3 Decapierenverfahren beschrieben, für die Vorbereitung der Schutzringenoberflächen experimentiert bevor man sie mit Zink und Kadmium bedeckt.

DK 621.771.2–434.5

Nițulescu F. : **Okonomischen Profilewalzen.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 7, S. 398–403

Es werden verschiedene Sorten den ÖkonomischenWalzen Profile vorgestellt, in dem man deren Walzvezfahren unterschtricht.

DK 621.964:621.979

Codreanu M. : **Studium über die Producktivität der Ausrüstungen für heisse-Prägung.**

Metalurgia 18 (1966), H 7, S. 404–408

Es werden die Faktoren aufgezählt von welchen die Produktivität der Ausrüstungen für heisse Prägung abhängig ist und es sind auch die Methoden zu ihrer Bestimmung erwiesen.

CONTENTS

DC 669.162.8 :669.181.4

Tripşa I. and *Hătărăscu O.* : **Researsches carried out in view of iron production using in a blast furnace a charge with spongious iron.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 7, p. 365 – 569

From the researches it resulted that the use of spongious iron in a blast furnace charge leads to the lowering of charcoal specific consumption on account of the heat necessary to the reduction of iron oxides as well as to the growing of the blast furnace yield due to the increase in the charge of Fe content which is not detrimental to the blast furnace run.

DC 662.749.2

Ionescu D., Păun A., Sava Elena and *Orosz Ruxandra* : **Certain considerations concerning the improvement of operating indices level in the semi-coke and coke production, using a fluidized bed.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 7, p. 369 – 373

A particular attention must be paid to the establismhent of the working process stability, the improvement of the time required for the furnace run and especially to the providing of the continuity of yielding of blast furnace gases which resulte in an improvement of produced semi-coke quality.

The decrease of specific consumption may be obtained by a perfectioning of the dust-laying and product discharge equipment.

DC 621.771.274

Fischgold R., Laiu N., Teodorescu M. and *Feber I.* : **The determination of some working parameters in a quarto cage for the cold rolling of the narrow steel strips.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 7, p. 373 – 378

The results are given of systematic measurements carried out in a quarto cage for the cold rolling of the narrow steel strips. The measurements were conducted for determining the energetic parameters and have been extended to six of the most representative types of standard steels.

DC 621.785.5 :621.833(084.2)

Wangoreck C. : **The utilization of the thermokinetic diagrams in the practical choice of the steel for Novikov toothed gearings.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 7, p. 378 – 385

The author describes the application of thermokinetic diagrams for studying the structures, durities and critical cooling durations resulting from the water or oil hardening of five different steel qualities.

On the basis of these data, he determines the maximum thickness of Novikov gearings which can be achieved with these steels.

DC 621.785 :621.784.666

Suceveanu Gh. and *Minkevici A. N.* : **New salt baths for the termochemical treatments at high temperatures.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 7, p. 385 – 389

A series of researches were carried out for the cyanizing at high temperatures (above 780°C) using many bath compouds of binary and ternary salts of cyanate base, resulted from the interaction between urea and calcined sodium.

The best results were obtained using the compunds of 30% $NaCNO + 45\%\ Na_2CO_3 + 25\%\ NaCl$ and of 30% $NaCNO + 45\%\ Na_2CO_3 + 25\%\ KCl$ (at the temperatures of 880 – 950°C the cyanate content could be even lower).

The new salt bath compuhds gave satisfactory results for the layer depth, the hardness, the nitrogen and carbone contents et. and are recommended for the replacement of the cyanizing salts baths on the cyanides base used presently.

Outside the technologic advantages the new salt baths are 3 times cheaper, are not toxic and do not require the use of imported materials.

DC 621.741.71.033.2 :669.71 – 412 :621.039.85

Dumitrescu Th., *Caba M.* and *Popescu Viorica* : **The use of radioactive isotopes in the study of crystallizing of aluminium alloys ingots poured by a semi-continuous process.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 7, p. 389 – 393

The article presents the results of the researches carried out with the help of radioactive isotopes Ca^{45}, Sn^{113} and the automatic radiography method of determining the speed of propagation and the depth of liquide phase at the semi-continuous pouring of aluminium alloys ingots.

DC 669.35′5′6′4 :669.018.24

Vida M. : **Special antifriction bronze a substitute of high quality bronzes.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 7, p. 393 – 397

Following the conclusions of the experiments carried out during the last 2—3 years, it was stated that the special antifriction bronze replaces the high quality tin bronzes with very satisfactory results.

DC 621.79.025 :669.587 :625.282 – 843.6

Şontea S. and *Simonetti N.* : **The pickling of safety rings.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 7, p. 397 – 398

Are presented three experimental methods for the preparing of safety rings surface before their plating with zink and kadmium.

DC 621.771.2 – 434.5

Niţulescu F. : **Rolling of economic rolling sections.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 7, p. 398 – 403

Various types of economic rolled sections are presented, stress being laid on the rolling process.

DC 621.964 :621.979

Codreanu M. : **The study of hot stamping equipment productivity.**

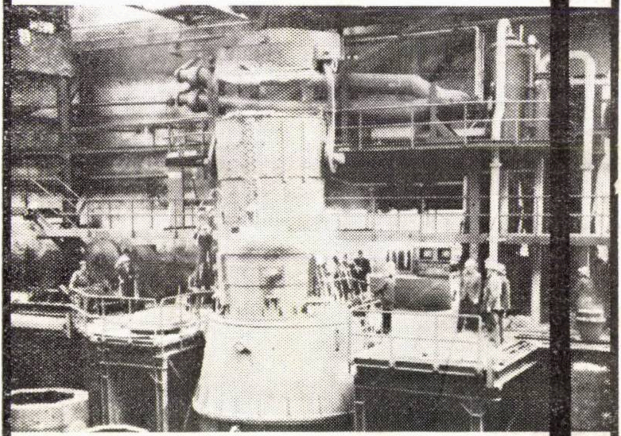
Metalurgia 18 (1966), nr. 7, p. 404 – 408

In the article are shown the factors upon which the productivity of hot stamping equipment depends as well as the ways of their determination.

INSTALAŢIE DE DEGAZARE A OŢELULUI, TIP MESSO

Instalaţia realizează degazarea în vid, în vederea îmbunătăţirii calităţii oţelului, fiind înzestrată cu un dispozitiv de producere a vidului cu o capacitate de absorbţie de 100 000 — 1,5 mil. m^3/h.

Pînă în prezent, astfel de instalaţii au fost livrate în România, Anglia, Franţa, Olanda, Japonia, Cehoslovacia şi Germania.



MESSO

STANDARD-MESSO DUISBURG
GESELLSCHAFT FÜR CHEMIETECHNIK M.B.H.&CO.
41 Duisburg·Düsseldorfer Straße 29 · West-Deutschland

METALURGIA

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL ÎNGINERILOR
ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

ANUL 18
Nr. 7
IULIE
1966
BUCUREŞTI

STUDII ŞI CERCETĂRI

CZ 669.162.8 :669.181.4

Cercetări pentru elaborarea fontei în furnal folosind burete de fier în încărcătură

Dr. ing. I. TRIPŞA şi ing. O. HĂTĂRĂSCU
Institutul de cercetări metalurgice

Datorită perfecţionărilor tehnologice şi altor îmbunătăţiri, consumul specific de cocs la furnale în ultimul timp a scăzut simţitor, crescînd în acelaşi timp productivitatea furnalului. Reducerea relativă a consumlui specific mediu de cocs în comparaţie cu consumul specific mediu anual din anul 1957, din cîteva ţări printre care şi ţara noastră, se prezintă în figura 1 [1].

Cu toate îmbunătăţirile şi perfecţionările aduse procesului de elaborare a fontei în furnal, problema micşorării în continuare a consumului specific de cocs rămîne de actualitate, deoarece valoarea consumului de cocs reprezintă 40—50% din preţul de cost al fontei. De aceea se caută noi posibilităţi de micşorare a consumului de cocs la elaborarea fontei.

Una dintre ele este creată de utilizarea în furnal a buretelui de fier. Este vorba de folosirea în furnal a minereurilor parţial sau total reduse prin aşa-numitele metode de reducere directă care utilizează reducători mai ieftini decît cocsul metalurgic.

După cum se ştie [2], la elaborarea fontei în furnal cea mai mare parte a căldurii (48—57% din total) se consumă pentru reducerea oxizilor de fier.

Prin introducerea în furnal a buretelui se măreşte conţinutul de fier al încărcăturii şi se micşorează conţinutul de oxigen, care se îndepărtează din minereu în cursul procesului de reducere directă. Ca urmare scade şi necesarul de carbon şi monoxid de carbon ce se consumă ca reducător în procesul din furnal. Aceasta face ca în cazul utilizării buretelui de fier în încărcătură să se reducă consumul specific de cocs şi să se mărească productivitatea furnalului.

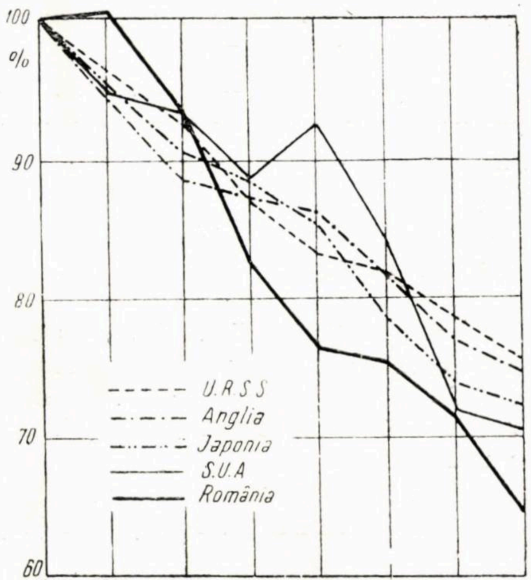


Fig. 1

Primele încercări de folosire a buretelui de fier s-au făcut la un furnal experimental din Bruceton (S.U.A.), aparţinînd U.S. Bureau of Mines. S-au utilizat pelete prereduse cu un conţinut de fier de 63—83% [3].

Datorită creșterii conținutului de fier din încărcătură a scăzut treptat consumul specific de cocs, pînă la numai 280 kg/t (fig. 2), iar producția de fontă a crescut în final cu 44%.

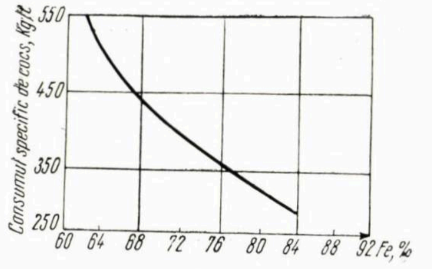


Fig. 2

Din ultimele date publicate în literatura de specialitate [5] rezultă că folosirea buretelui de fier în furnale se studiază și în alte țări, ca de exemplu în Franța, Canada, Japonia. Astfel la furnalul B (volum util cca. 560 m³) al uzinei Hilton, Hamilton, Ontario — Canada s-a utilizat în încărcătură o cantitate de 11 500 t pelete prereduse. Experiențele au arătat că în acest caz crește productivitatea furnalului cu 9,0%, iar consumul specific de cocs scade cu 8,2% pentru fiecare 10% fier metalic din șarjă.

În aceeași direcție, la I.C.E.M. s-au făcut încercări avînd ca obiectiv studiul influenței adaosului de burete de fier asupra funcționării furnalului nr. 1 de la Uzina de fier Vlahița (volum util 40 m³).

Acest furnal folosește ca reducător mangal și produce fontă de turnătorie FL și FX (după STAS).

Tabela 1

Denumirea materialului	Compoziția chimică, %											
	Fe_{tot}	Fe_{met}	SiO_2	Al_2O_3	MnO	CaO	MgO	C	P	S	W	P.C.
Hematită	66,0	—	2,6	2,0	—	0,2	—	—	0,05	0,010	2,1	—
Siderită prăjită	36,0	—	36,0	3,0	—	1,5	0,5	0,46	0,06	0,024	2	1,7
Burete de fier etapa I	77,0	63,3	5,0	2,6	—	0,5	—	3	0,05	0,030	1,9	—
Burete de fier etapa a II-a	87,18	71,61	1,45	0,79	0,21	urme	urme	0,62	0,062	0,009	2	—
Calcar	1,0	—	1,0	0,5	—	54,5	0,5	11,8	—	—	2	43,2
Mangal	0,04	—	0,05	0,05	—	1,04	0,13	81,5	—	—	20,2	—
Cocs	0,2	—	3,5	2,3	—	0,5	0,2	88,3	—	0,86	2,0	—

Experiențe și rezultate

Încercările s-au făcut în două etape, utilizîndu-se în acest scop o cantitate de circa 145 t burete de fier obținut din minereu hematitic. Compoziția chimică a materialelor utilizate în încărcătura furnalului în perioadele de experimentări, precum și a buretelui de fier, sînt menționate în tabela 1.

În prima etapă a experimentărilor [4] s-a urmărit punerea în evidență a efectului introducerii buretelui de fier, produs din minereu hematitic, asupra funcționării furnalului, în comparație cu un mers de referință în care s-a folosit în încărcătură și minereu de fier hematitic.

În perioada mersului de referință s-au înregistrat următoarele consumuri specifice de materiale: siderită prăjită — 1 772 kg/t; hematită — 518 kg/t; calcar — 474 kg/t și mangal — 1 718 kg/t.

Înlocuind hematita cu cantitatea echivalentă (454 kg/t) de burete de fier, ceea ce reprezintă 20,5% din încărcătura metalică, s-a obținut o scădere a consumului specific de mangal de 247 kg/t și o creștere a productivității furnalului de 2,3%.

Din analiza compoziției chimice medii a fontei (tabela 2) și a zgurei (tabela 3) se observă că nu sînt deosebiri însemnate între perioada de referință și cea experimentală.

Tabela 2

Perioada	Compoziția chimică, %				
	C	Si	Mn	F	S
Cu minereu	3,90	1,90	0,58	0,125	0,012
Cu burete de fier	3,85	1,85	0,49	0,130	0,017

Tabela 3

Perioada	Compoziția chimică, %								
	SiO_2	Al_2O_3	CaO	MgO	FeO	Fe	MnO	S	$CaO : SiO_2$
Cu minereu	57,2	6,2	28,2	1,2	4,1	0,9	1,9	0,033	0,49
Cu burete de fier	56,9	6,2	28,6	1,2	4,3	0,9	2,0	0,054	0,50

În timpul experimentărilor cu burete de fier, furnalul a avut un mers normal, fără agățări sau alte deranjamente.

În etapa a doua de încercări s-a urmărit obținerea unor rezultate mai bune în ceea ce privește micșorarea consumului de combustibil și mărirea productivității furnalului. Pentru aceasta s-a folosit burete de fier cu un conținut de fier mai ridicat și într-o proporție mai mare în încărcătura furnalului (35% din încărcătura metalică).

Consumurile specifice medii (kg/t) de materiale, înregistrate în timpul acestor încercări, sînt arătate în tabela 4.

Tabela 4

Sideritã prăjită	Burete de fier	Calcar	Mangal tehnologic	Mangal tehnic
1 204	646	394	914	758

Din punct de vedere al compoziției chimice fonta obținută se încadrează în condițiile prevăzute de STAS pentru mărcile: FX0, FX1 și FX2.

De asemenea, compoziția chimică a zgurei rezultate la elaborarea fontei cu burete de fier în cea de-a doua etapă de încercări este practic aceeași ca în perioada de referință.

Compoziția chimică a gazului de furnal este menționată în tabela 5, din care se observă tendința de scădere a conținutului de oxid de carbon, tendință care devine tot mai accentuată la creșterea proporției buretelui de fier în încărcătura furnalului.

Tabela 5

Perioada	Compoziția chimică, %				
	CO_2	CO	H_2	CH_4	N_2
Cu minereu	7,1	30,4	4,7	2,0	55,2
Cu burete de fier :					
— etapa I	7,0	29,6	6,2	2,0	55,2
— etapa a II-a	12,1	25,5	4,5	2,1	55,8

Rezultatele obținute în etapa a doua de încercări s-au comparat cu rezultatele medii obținute la același furnal în cursul trimestrului III 1965. Din această comparație rezultă o scădere a consumului specific de mangal tehnologic în medie cu 316 kg/t fontă sau cu 26,3% față de trimestrul III. Menținînd aceeași comparație, productivitatea furnalului a crescut cu 19%.

Calitativ fonta elaborată cu burete de fier în încărcătură a fost ceva mai bună, avînd conținutul de sulf și fosfor ceva mai mic decît conținutul mediu de sulf și fosfor al fontei elaborate în trimestrul III (tabela 6).

Tabela 6

Perioada	Compoziția chimică, %				
	C	Mn	Si	S	P
Trimestrul III 1965	—	—	1,68	0,018	0,124
Cu burete de fier (etapa a II-a)	4,05	0,48	1,08	0,017	0,109

Tabela 7

Materiale	Cantități, kg/t fontă		
	Mers cu minereu	Mers cu burete de fier	
		Etapa I	Etapa a II-a
Materiale intrate :			
Siderită prăjită	1 772	1 755	1 204
Hematită	518	—	—
Burete de fier	—	454	646
Calcar	474	495	394
Mangal tehnologic	1 718	1 467	914
Cocs	—	29	19
Aer uscat	5 003,5	4 360,5	2 530
Umiditate aer	31,5	27,5	22,9
Total :	9 517,0	8 588,0	5 710,9
Materiale ieșite :			
Fontă	1 000	1 000	1 000
Zgură	1 065,5	1 083,6	734,0
Praf (captat)	12,6	14,7	14,8
Gaz (uscat)	6 898,6	6 015,0	3 740,0
Vapori de apă	377,3	372,7	200,9
Total :	9 354,0	8 486,0	5 689,7

Bilanțul de materiale și bilanțul termic, întocmite pentru mersul de referință cu minereu și pentru experimentări, sînt prezentate în tabela 7, respectiv 8, iar variațiile ce rezultă din aceasta sînt redate grafic în figurile 3 și 4.

Din bilanțul de materiale rezultă că la utilizarea buretelui de fier pentru elaborarea fontei în furnal este nevoie de o cantitate mai mică de aer decît în cazul mersului obișnuit cu încărcătură formată numai din minereu, iar cantitatea de gaz de furnal ce rezultă din proces este de asemenea mai mică. Scăderea cantității de gaz se accentuează pe măsură ce se mărește proporția de burete de fier din încărcătură.

La utilizarea buretelui de fier, provenit din minereu hematitic, scade cantitatea de zgură, ca urmare a micșorării proporției de siderită din încărcătură.

Bilanțul termic arată că, la utilizarea buretelui de fier în încărcătura furnalului, au loc modificări esențiale, în primul rînd în ceea ce privește căldura consumată pentru reducerea oxizilor de fier. Această căldură scade pe măsură ce crește proporția de burete din încărcătură.

În același sens variază și consumul specific de mangal.

Tabela 8

Denumirea	Mers cu minereu		Mers cu burete de fier			
			Etapa I		Etapa a II-a	
	kcal/kg	%	kcal/kg	%	kcal/kg	%
Căldură introdusă :						
Arderea C în CO la gurile de aer cu oxigenul din aer	2 228	57,0	1 945	59,2	1 243	49,6
Arderea C în CO_2 cu oxigenul din minereu	514	13,2	391	11,8	253	10,1
Arderea CO în CO_2 cu oxigenul din minereu	815	20,9	650	19,8	829	33,1
Aer preîncălzit	336	8,6	303	9,2	180	7,2
Total :	3 893	100,1	3 289	100,1	2 505	100,0
Căldură consumată :						
Reducerea oxizilor și sulfurilor de fier	1 873	48,1	1 370,5	41,6	1 009,8	40,3
Descompunerea carbonaţilor scăzînd căldura de formare a zgurei	146	3,8	151,1	4,6	116	4,7
Căldura ieșită din furnal cu fonta	267	6,8	265	6,8	265	6,8
Căldura ieșită din furnal cu zgura	371	9,5	376	11,4	255	10,2
Descompunerea umidităţii aerului	101	2,6	88,3	2,7	56,2	2,2
Evaporarea umidităţii din încărcătură	256	6,6	252	7,7	135,2	5,4
Căldura ieșită cu gazul de furnal și praf	365	9,4	315	9,6	198,2	7,9
Căldura trecută în apa de răcire și pierderi	516	13,2	470,2	14,3	469,6	18,7
Total :	3 893	100,1	3 289	100,0	2 505	100,0
Indicii						
Puterea calorifică a unui kg de C	3 240	—	3 190	—	3 900	—
Randamentul arderii carbonului	—	39,8	—	39,2	—	48,0
Randamentul termic	—	70,8	—	68,5	—	68,0
Consum specific de mangal, kg/t fontă (calculat)	1 380	—	1 170	—	751	—
Consum specific de mangal, kg/t fontă (realizat)	1 396	—	1 180	—	758	—
Diferenţa, %	1,15	—	0,85	—	0,92	—

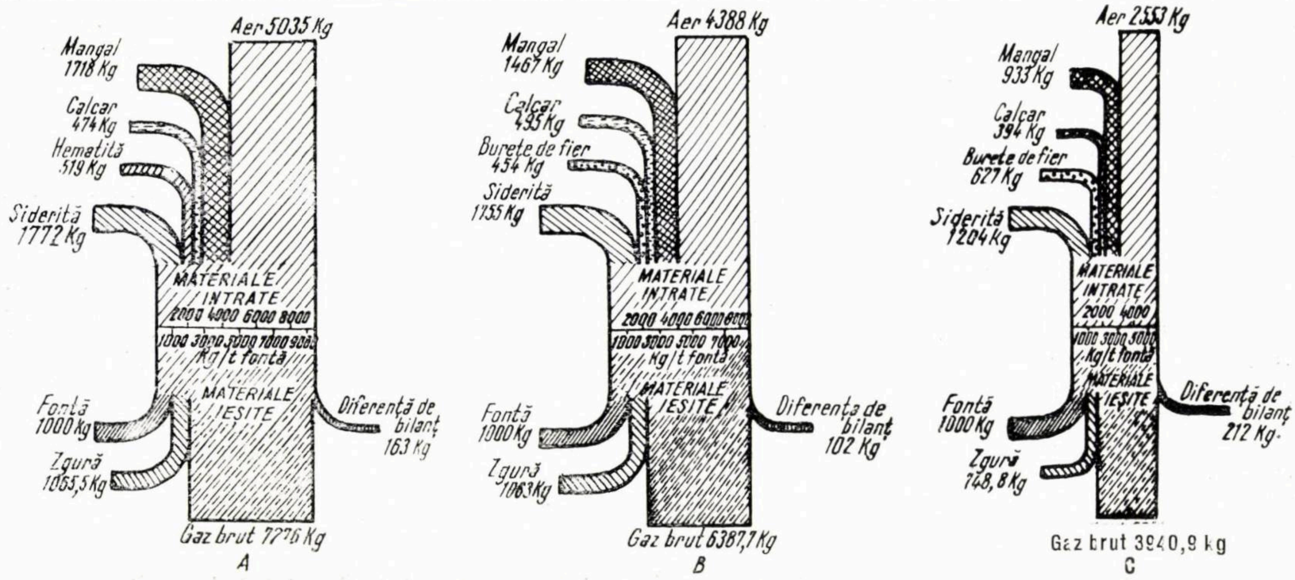

Aer 5035 Kg
Mangal 1718 Kg
Calcar 474 Kg
Hematită 519 Kg
Sideriță 1772 Kg
MATERIALE INTRATE
2000 4000 6000 8000
1000 3000 5000 7000 9000
Kg/t fontă
MATERIALE IEȘITE
Fontă 1000 Kg
Zgură 1065,5 Kg
Diferență de bilanț 163 Kg
Gaz brut 7776 Kg
A
Aer 4388 Kg
Mangal 1467 Kg
Calcar 495 Kg
Burete de fier 454 Kg
Sideriță 1755 Kg
MATERIALE INTRATE
2000 4000 6000 8000
1000 3000 5000 7000
Kg/t fontă
MATERIALE IEȘITE
Fontă 1000 Kg
Zgură 1063 Kg
Diferența de bilanț 102 Kg
Gaz brut 6387,7 Kg
B
Aer 2553 Kg
Mangal 933 Kg
Calcar 394 Kg
Burete de fier 627 Kg
Sideriță 1204 Kg
MATERIALE INTRATE
2000 4000
1000 3000 5000
Kg/t fontă
MATERIALE IEȘITE
Fontă 1000 Kg
Zgură 748,8 Kg
Diferență de bilanț 212 Kg
Gaz brut 3940,9 kg
C

Fig. 3

Tabela 9

Specificaţii	U/M	Mers cu minereu	Mers cu burete de fier	
			etapa I	etapa a II-a
Cantitatea de gaz de furnal	Nm^3/t fontă	5 490	4 850	3 050
Greutatea specifică a gazului	kg/Nm^3	1,238	1,220	1,260
Cantitatea de aer calculat	Nm^3/t fontă	3 920	3 420	2 180
Cantitatea de aer înregistrat	Nm^3/t fontă	4 480	3 930	3 270
Diferenţa (reprezentînd pierderi de aer pe traseu)	%	12,5	12,9	33,3
Cantitatea relativă de carbon ars la gurile de aer	%	76,8	77,8	76,5
Cantitatea de carbon ars la gurile de aer	kg/t fontă	892,0	779,0	495,5
Cantitatea de carbon ars la oxid de carbon	kg/t fontă	206,0	156,5	101,3
Cantitatea de carbon ars la bioxid de carbon	kg/t fontă	144,5	115,3	146,9
Gradul de reducere indirectă	%	49,0	52,3	67,7
Gradul de reducere directă	%	51,0	47,7	32,3

În tabela 9 sînt prezentaţi diferiţi parametri ai procesului din furnal obţinuţi în perioadele studiate. Se observă că în urma introducerii buretelui de fier creşte gradul de reducere indirectă, de la 49 la 52,3% şi apoi la 67,7%.

Datorită reducerii consumului specific de mangal, creşterii productivităţii furnalului şi înlocuirii aşchiilor din oţel din încărcătură, preţul de cost al fontei elaborate cu burete de fier a fost mai mic cu peste 7% decît preţul mediu de cost al fontei produse în trimestrul III 1965.

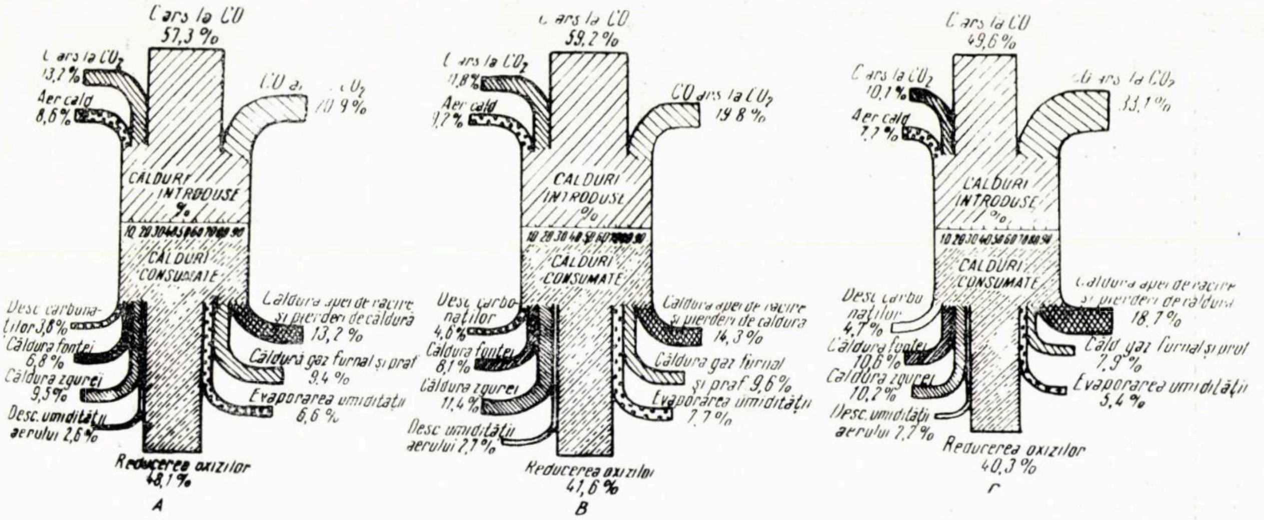

C ars la CO
57,3 %
C ars la CO₂
13,2 %
Aer cald
8,6 %
CO ars la CO₂
20,9 %
CĂLDURI INTRODUSE %
10 20 30 40 50 60 70 80 90
CĂLDURI CONSUMATE
Desc. carbonaţilor 3,8 %
Căldura fontei 6,8 %
Căldura zgurei 9,5 %
Desc. umidităţii aerului 2,6 %
Căldura apei de răcire şi pierderi de căldură 13,2 %
Căldura gaz furnal şi praf 9,4 %
Evaporarea umidităţii 6,6 %
Reducerea oxizilor 48,1 %
A
C ars la CO
59,2 %
C ars la CO₂
11,8 %
Aer cald
9,2 %
CO ars la CO₂
19,8 %
CĂLDURI INTRODUSE %
10 20 30 40 50 60 70 80 90
CĂLDURI CONSUMATE
Desc. carbonaţilor 4,6 %
Căldura fontei 8,1 %
Căldura zgurei 11,4 %
Desc. umidităţii aerului 2,7 %
Căldura apei de răcire şi pierderi de căldură 14,3 %
Căldura gaz furnal şi praf 9,6 %
Evaporarea umidităţii 7,7 %
Reducerea oxizilor 41,6 %
B
C ars la CO
49,6 %
C ars la CO₂
10,1 %
Aer cald
7,7 %
CO ars la CO₂
33,1 %
CĂLDURI INTRODUSE %
10 20 30 40 50 60 70 80 90
CĂLDURI CONSUMATE
Desc. carbonaţilor 4,7 %
Căldura fontei 10,6 %
Căldura zgurei 10,2 %
Desc. umidităţii aerului 2,7 %
Căldura apei de răcire şi pierderi de căldură 18,7 %
Căld. gaz furnal şi praf 7,9 %
Evaporarea umidităţii 5,4 %
Reducerea oxizilor 40,3 %
Г

Fig. 4

Concluzii

La introducerea buretelui de fier în încărcătura furnalului nr. 1 de la Uzina de fier Vlahiţa, s-au constatat următoarele:

— La circa 35% burete de fier în încărcătura metalică a furnalului a rezultat o scădere a consumului specific de mangal cu 26,3% faţă de cel realizat în trimestrul III 1965.

— Productivitatea furnalului în etapa a II-a de încercări a crescut cu 19%.

— Gradul de reducere indirectă a crescut, ajungînd la 67,7%, pe măsură ce se măreşte proporţia de burete de fier din încărcătură.

— Creşterea proporţiei de burete de fier din încărcătură a dus la scăderea cantităţii de gaz de furnal.

— Utilizarea buretelui de fier din furnal nu a produs deranjări faţă de mersul obişnuit al furnalului.

— Preţul de cost al fontei obţinute lucrînd cu burete de fier în încărcătura furnalului a fost cu peste 7% mai mic decît cel din perioadele de referinţă.

BIBLIOGRAFIE

[1] Avram C. şi Ţocu P. *Realizările din ultimii ani pe plan mondial în domeniul reducerii consumului specific de cocs la furnal.* Metalurgia, nr. 11, 1965, p. 604.

[2] Pavlov M. A. *Metalurgia fontei.* Moscova, Editura Academiei de Ştiinţe a U.R.S.S., 1948.

[3] Guran M. şi Tripşa I. *Noutăţi în pregătirea minereului de fier pentru furnal.* Bucureşti, Editura tehnică, 1965.

[4] Tripşa I., Hătărăscu O. şi Ţocu P. *Cercetări privind reducerea consumului de combustibil la furnal prin utilizarea buretelui de fier.* Studii şi cercetări de metalurgie, nr. 2, 1966.

[5] Peart J. A. şi Pearce F. J. *Funcţionarea în fază industrială a unui furnal cu şarje prereduse.* Journal of Metals, nr. 12, 1965.

CZ 662.749,2

Consideraţii asupra îmbunătăţirii calităţii indicilor de exploatare la fabricarea semicocsului şi cocsului prin fluidizare

Ing. D. IONESCU, ing. A. PĂUN, ing. ELENA SAVA şi ing. RUXANDRA OROSZ
Institutul de cercetări metalurgice

Fabricarea cocsului metalurgic din cărbuni Lupeni-Uricani-Vulcan (L.U.V.) (VI — 623), din Valea Jiului, s-a rezolvat prin folosirea unei şarje degresate cu semicocs, în lipsa huilelor cocsificabile şi a huilelor degresante.

Pentru degresarea şarjei cocseriilor s-a construit în perioada 1957—1961 instalaţia de carbonizare prin fluidizare Carbofluid [1], [2], cu trei baterii a cîte trei cuptoare, la care, din anul 1958 pînă în prezent, s-au fabricat circa 1 mil. t semicocs folosit ca degresant la fabricarea cocsului metalurgic şi circa 30 000 t cocs mărunt.

Unele îmbunătăţiri aduse instalaţiei şi cuptoarelor [3], [4], [5], [6] au permis ridicarea producţiei de semicocs de la 80 t/zi cuptor la 100 t/zi cuptor şi, în mod experimental, pînă la 120 t/zi cuptor.

În anul 1963, pentru alte necesităţi s-a trecut şi la fabricarea cocsului mărunt prin fluidizare într-una din cele trei baterii, modificată corespunzător [7], și anume, a cocsului cu materii volatile sub 3,5%, folosit ca materie primă pentru fabricarea cocsului metalurgic brichete [8], prin procedeul termooxidant, sau a combustibilului tehnologic pentru aglomerarea minereurilor de fier [9].

Fluxul tehnologic al unei baterii reiese din figura 1 (*1* — bandă transportoare cărbune — —10 mm; *2* — siloz cărbune; *3* — dezintegrator; *4* — bandă transportoare cărbune — 5 mm; *5* — elevator; *6* — bandă transportoare cu pluguri; *7* — buncăr cuptor; *8* — cuptor; *9* — melc alimentare cuptor; *10* — cicloane; *11* — buncăr semicocs — cocs; *12* — sas; *13* — buncăr de răcire; *14* — melc evacuare reversibil; *15* — bandă transportoare semicocs; *16* — elevator semicocs; *17* — siloz depozitare-expediție) iar al cuptorului, din figura 2 (*1* — cuptor; *2* — focar; *3* — buncăr cărbune; *4* — melc alimentare; *5, 6* — cicloane; *7,8* — buncăr semicocs, cocs; *9* — faclă).

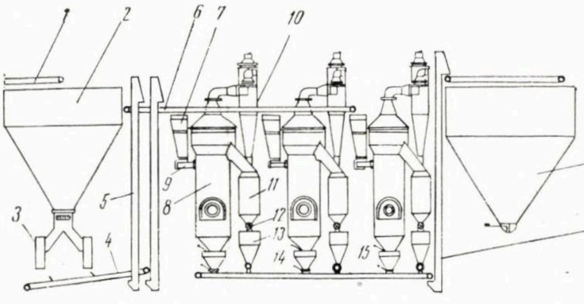


Fig. 1

La fabricarea semicocsului și cocsului se folosesc cărbunii din bazinul carbonifer al Văii Jiului, de la minele Petrila, Aninoasa, Lonea și Vulcan (PALV), încadrați în grupa statistică VII cu numărul de cod 711.

Experiențe și rezultate

Prelevarea din fluxul tehnologic în perioada decembrie 1964 — iunie 1965 a circa 1 235 eșantioane cărbune PALV și prelucrarea statistică a datelor analitice indică următoarele caracteristici chimico-tehnice: umiditate tehnologică, %,W_t — 7,65 ± 1,29; materii volatile la anhidru, %,W^{anh} — 40,30±1,07; materii volatile la masa combustibilă, %,V^{anh}_{mc} — 44,01 ± 1,17; cenușă la anhidru, %, A^{anh} — 8,43 ± 1,22.

Umiditatea cărbunelui tehnologic variază între 6 și 9% față de livrările de la instalația de preparare de 12—14%, datorită egutării și evaporării a 3—5% din apa inițială în timpul transportului și depozitării.

Din datele de mai sus se poate considera că materiile volatile prezintă o stabilitate dinamică și în afara perioadei analizate.

Cenușa (fig.3) este instabilă dinamic, cantitatea de cărbune cu conținutul de cenușă peste limita superioară (9%) prevăzută de STAS 6101-59 reprezintă 32,3%, iar în luna februarie media aritmetică (9,34±1,42) depășește limita superioară, 50% din cantitatea de cărbune intrată în fabricație avînd cenușa între 9 și 12%.

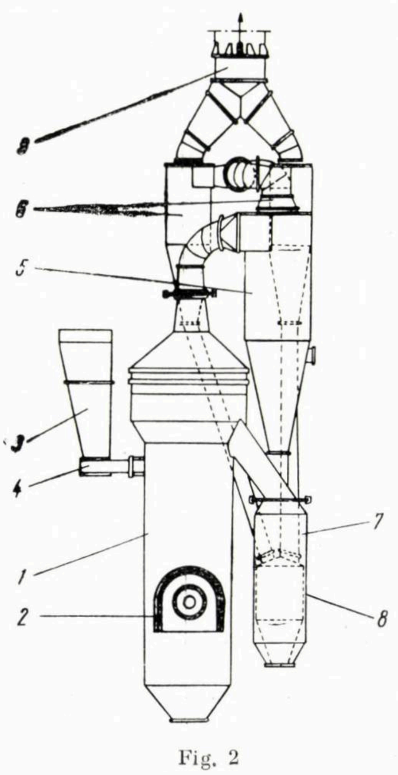


Fig. 2

Calitatea semicocsului influențează prin conținutul de umiditate totală, materii volatile și cenușă dozarea șarjei de cocsificare și rezistența cocsului rezultat. În legătură cu variațiile privind calitatea semicocsului la producător și cocserii, s-au studiat și urmărit statistic complexul de factori care intervin în procesul de

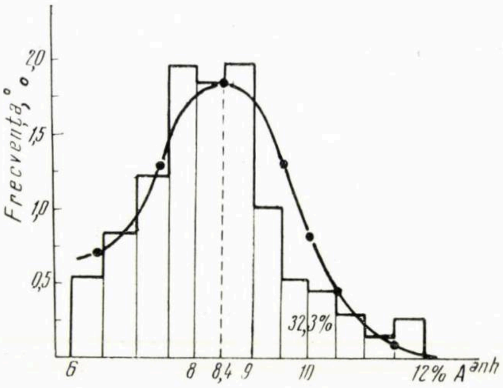


Fig. 3

fabricație pentru perioada decembrie 1964 — —iunie 1965, în vederea stabilirii posibilităților de îmbunătățire.

Dintre factorii principali care influențează individual sau cumulat procesul de fabricație și duc la realizarea unei producții la limita maximă admisă pentru calitatea sau la declasarea parțială a acesteia, se menționează : continuitatea procesului de fabricație; funcționarea agregatelor și utilajelor; aparatura de măsură și control existentă în dotarea procesului tehnologic și clasa de precizie a acesteia; organizarea și conducerea procesului tehnologic.

Analiza statistică a acestor factori a indicat că procesul de fabricație este instabil dinamic, indicatorii tehnico-economici variind de la un cuptor la altul în funcție de continuitatea fabricației, reglajul și precizia realizată la conducerea procesului tehnologic.

Productivitatea cuptoarelor în perioada analizată variază în limite largi (110 — 68 t/24 h efective lucrate pe cuptor sau 90,3 t/24 h efective cuptor pe ansamblul celor șase cuptoare) fiind determinată în special de debitarea gazului combustibil pentru care s-a obținut o stabilitate de numai 40%.

Consumul specific pe tona de semicocs produs a fost mai ridicat cu 3 — 6% la cuptoarele cu o singură treaptă de desprăfuire (două cicloane dispuse în paralel) față de cuptoarele la care desprăfuirea se realizează în două trepte (două cicloane în serie).

Din ansamblul factorilor studiați a rezultat necesitatea acționării urgente asupra următoarelor probleme: îmbunătățirea gradului de epurare la gazul combustibil pentru buna funcționare a suflantelor de gaz, respectiv a continuității debitării gazului; asigurarea unei reglări și precizii corespunzătoare pentru parametrii debit și presiune la alimentarea cuptoarelor cu aer și gaz combustibil; asigurarea a două trepte la desprăfuirea gazelor de carbonizare pentru cuptoarele la care s-a folosit o singură treaptă și îmbunătățirea evacuării produsului final; planificarea judicioasă a aprovizionării cu materie primă și a desfacerii produselor pentru evitarea întreruperii procesului de fabricație; ridicarea calității lucrărilor de reparații — întreținere, efectuate la cuptoare și în fluxul tehnologic.

Funcționarea discontinuă a cuptoarelor, instabilitatea procesului tehnologic ca reglaj și precizie cît și variațiile mari ale conținutului de cenușă din cărbuni influențează negativ calitatea produsului final, ducînd uneori la declasarea unei părți din producție.

Statistic, determinarea materiilor volatile pentru 10 500 eșantioane, respectiv circa 1 750 pentru fiecare cuptor, prelevate la intervale de două ore în vederea stabilirii gradului de degazare a cărbunilor și corelarea parametrilor funcționali ai cuptorului în timpul fabricației, indică o producție calitativ diferită la cele șase cuptoare. Deși prin amestecarea producției cuptoarelor în silozurile de expediție se realizează o omogenizare a produsului, în perioada analizată, o cotă-parte din producție s-a reintrodus în circuitul de fabricație, astfel ca semicocsul livrat cocseriilor să corespundă condițiilor de degresare a șarjei de cocsificare.

Calitatea semicocsului livrat și recepționat la cocserii (tabela 1), în perioada analizată, s-a încadrat ca valori medii în condițiile normei existente, însă, dinamic, apar variații între valorile determinărilor efectuate la producător și beneficiar, variații care impun verificarea modului în care se aplică normele privind controlul calității și al clasei de precizie la aparatura existentă în dotarea celor două laboratoare.

Tabela 1

Specificații	Caracteristici chimico-tehnice, %		
	W_t	V^{anh}	A^{anh}
Producător	17,40 ± 5,30	14,27 ± 1,58	12,69 ± 1,38
Producție neîncadrată	—	sub 12 : 7,64 % peste 16 : 13,78 %	peste 14 : 17,1 %
Beneficiar	20,48 ± 6,34	14,51 ± 1,47	13,41 ± 1,37
Producție neîncadrată	—	sub 12 : 4,46 % peste 16 : 15,87 %	peste 14 : 33,36 %

Din tabelă rezultă necesitatea de a se acorda o atenție mai mare atît factorilor privind dozarea apei pentru răcirea produsului, cît și celor care determină conținutul de cenușă.

Relația de bilanț dintre cărbune și produsul degazat (K), în raport cu materiile volatile din cărbune (V_c), și cu produsul degazat (V_k), raportate la anhidru : $K = \frac{100 - V_c}{100 - V_k} \cdot 100$, indică, în cazul unui cărbune cu $V_c = 40\%$, următoarele:

— pentru semicocsul cu materii volatile $V_k = 12 - 16\%$, randamente de 68,18 — 71,43%, respectiv consumuri specifice de cărbune de 1,467 — 1,400, deci o variație de 0,067 unități reprezentînd ± 33 kg cărbune pentru tona de semicocs produs în raport cu produsul de calitate medie (semicocsul cu materii volatile $V_k = 14\%$, respectiv 1,433);

— pentru cocsul mărunt cu $V_k = 5 - 7\%$, randamente de 63,15 — 64,51%, respectiv consumuri specifice de cărbune de 1,583 — 1,550, deci o variație de 0,033 unități reprezentînd ± 17 kg cărbune pentru tona de cocs mărunt cu materii volatile $V_k = 6\%$, respectiv 1,567.

Asupra acestor consumuri specifice influențează o serie de factori tehnologici, ca: conținutul de materii volatile al cărbunelui și produsului final; arderea masei cărbunoase în cuptor datorită unui complex de reacții care se dezvoltă în funcție de temperatură între componenții agentului de fluidizare și particulele cărbunoase; eficiența instalațiilor de desprăfuire; stabilitatea parametrilor tehnologici de fabricație corespunzător produsului final urmărit, ale căror valori se însumează la consumul rezultat din relația de bilanț.

Analiza acestor factori în cazul semicocsului arată sensul în care trebuie acționat pentru micșorarea consumului de cărbune:

— conținutul de materii volatile la producerea semicocsului arată statistic pentru cărbune o medie $V_c = 40{,}30\%$, iar pentru semicocs $V_k = 14{,}34\%$, deci o creștere de circa 0,3% față de valorile introduse în relația de bilanț. Această creștere nu afectează consumul specific, atîta timp cît valoarea raportului $V_c : V_k$ rămîne constantă;

— arderea masei cărbunoase în stratul fluidizat cu excesul de aer folosit la arderea gazului combustibil din care provine agentul de fluidizare are loc în proporții diferite, în raport cu temperatura de lucru.

În condițiile sistemului eterogen din stratul fluidizat — masă cărbunoasă, oxigen, vapori de apă, vapori de gudron, bioxid de carbon, oxid de carbon, metan etc., diversele reacții care se dezvoltă sînt în funcție de temperatură. De acord cu literatura de specialitate [10], [11] se consideră că sub 500°C oxigenul prezent în sistem se consumă cu componenții volatili (gudroane — gaze combustibile), masa cărbunoasă ia parte activă la temperaturi peste 550 — 600°C și în funcție de creșterea temperaturii mai poate intra în reacție și cu bioxidul de carbon și vaporii de apă.

În condițiile temperaturii de circa 600°C, realizată în perioada analizată pentru fabricarea semicocsului, considerînd că oxigenul se consumă integral pe seama masei cărbunoase, rezultă un consum în plus de circa 22 kg cărbune, care se însumează la consumul teoretic.

Realizarea procesului de semicocsificare la temperaturi de ordinul 530 — 550°C, în condițiile unui exces de aer la ardere de 30% și a premizei de calcul că oxigenul se consumă în părți egale între masa cărbunoasă și produsele volatile, consumul specific de cărbune se va micșora cu circa 11 kg/t semicocs;

— eficiența instalațiilor de desprăfuire și pentru evacuarea semicocsului constituie problema majoră în reducerea consumului specific la instalațiile cu strat fluidizat;

— variația parametrilor tehnologici, în special temperatura de lucru, excesul de aer dat la arderea gazului combustibil pentru producerea agentului de fluidizare determină dezvoltarea diverselor reacții în stratul fluidizat și afectează consumul specific de cărbune.

Pentru producerea cocsului metalurgic în brichete prin procedeul termo-oxidant [7], [8] s-au efectuat modificări la una din baterii și s-au produs circa 9 000 t cocs mărunt (raportat la anhidru), cu următoarele caracteristici: umiditate, %, W_t — 15 — 20; materii volatile, %, V^{anh} — 2,5 — 3,5; cenușă, %, A^{anh} — 15 — 17.

Productivitatea realizată la actualul tip de cuptor a fost de 40 — 50 t/oră efectivă cuptor, creșterea acesteia fiind limitată de distribuția defectuoasă a agentului de fluidizare.

Realizarea cocsului la un conținut de materii volatile sub 3,5% a necesitat temperaturi de ordinul a 950 — 1 050°C, cu următoarele dezavantaje: consum specific de cărbune ridicat; discontinuitate în fabricație datorită topirii cenușei din masa cărbunoasă și zgurificarea acesteia pe profilul cuptorului; funcționarea defectuoasă a cuptoarelor.

Față de greutățile întîmpinate, în condițiile actualului tip de cuptor, fabricarea cocsului mărunt cu conținut de mateii volatile sub 3,5% s-a dovedit neeconomică pentru a fi promovată la o fabricație industrială.

Necesitățile crescînde de cocs mărunt pentru aglomerarea minereurilor de fier, cît și experimentările efectuate cu cocs mărunt produs prin fluidizare la un conținut de materii volatile între 5 și 10% [7], [9] au confirmat posibilitatea producerii și folosirii unui cocs mărunt cu 5 — 7% materii volatile.

Pînă în prezent s-au fabricat prin fluidizare și folosit la aglomerarea minereurilor de fier circa 19 000 t cocs (raportat la anhidru), productivitatea actualului tip de cuptor fiind de 60 — 90 t/24 ore efective cuptor, iar temperatura procesului, de 700 — 750°C.

Promovarea fabricației și utilizării în continuare se urmărește pe linia îmbunătățirii tehnologiilor, prin: micșorarea consumului specific de cărbune sub 1,730 pentru cocsul cu 5 — 7% materii volatile; micșorarea prețului de cost prin valorificarea gazului combustibil rezultat; îmbunătățirea repartiției agentului de fluidizare; ridicarea înălțimii stratului pe banda de aglomerare.

Un inconvenient îl constituie și greutatea în vrac mică (250 — 300 kgf/m³) (2 452,5 — 2 943 N/m³) a cocsului de fluidizare.

Se subliniază că indicațiile din literatura de specialitate [12], [13], [14] sînt pozitive și categorice, arătînd avantajele cocsului mărunt de fluidizare față de cocsul mărunt clasic [15]: creșterea productivității benzii de aglomerare; randament termic bun; îmbunătățirea calității aglomeratului; economie de combustibil de ordinul a 10 — 15%.

Concluzii

Este necesar să se acorde o atenție deosebită stabilității procesului de fabricație, ca reglaj și precizie, îmbunătățirii fondului de timp la exploatarea cuptoarelor și în special asigurării continuității debitării gazului de furnal, ceea ce va duce și la îmbunătățirea calității semicocsului produs.

Micșorarea consumului specific trebuie realizată prin îmbunătățirea instalațiilor de desprăfuire și evacuare a produsului. Micșorarea excesului de aer la combustie sub 30% nu este factorul esențial pentru micșorarea consumului specific de cărbune.

Este necesară continuarea experimentărilor pentru folosirea cocsului de fluidizare cu 5 — — 7% materii volatile, ținînd seamă de deficitul de cocs mărunt clasic existent în Republica Socialistă România și pe plan mondial, așa cum rezultă din literatura de specialitate.

Perfecționarea tehnologiei de carbonizare prin introducerea unei trepte pentru preîncălzirea cărbunilor și îmbunătățirea distribuției agentului de fluidizare va face posibilă realizarea unei game largi de degazare în condiții tehnice și economice optime.

BIBLIOGRAFIE

[1] Ionescu D. și Anghel V. *Cercetări asupra fabricării semicocsului prin fluidizare.* Metalurgia și Construcția de mașini, nr. 12, 1957, p. 19—24.

[2] Ionescu D., Anghel V., Partene Ana și Păun A. *Cercetări la scară industrială în fabricarea semicocsului prin fluidizare.* Metalurgia și Construcția de mașini, nr. 8, 1959, p. 660—670.

[3] Ionescu D., Racoviță B., Păun A. și Orosz Ruxandra. *Contribuții și considerații privind îmbunătățirea procesului tehnologic pentru fabricarea semicocsului prin fluidizare.* Cercetări metalurgice — Institutul de Cercetări Metalurgice ICEM, nr. 4, 1962, p. 207—223.

[4] Ionescu D., Păun A. și Dobrescu Elena. *Posibilități de îmbunătățire a procesului de semicarbonizare în strat fluidizat pentru necesitățile cocsului metalurgic.* Studii și cercetări de metalurgie, nr. 1, 1963, p. 75—90.

[5] Ionescu D. și Orosz Ruxandra. *Contribuții la îmbunătățirea fabricației semicocsului prin fluidizare la instalația Carbofluid.* Cercetări metalurgice, nr. 5, 1963, p. 327—340.

[6] Ionescu D., Păun A., Orosz Ruxandra, Bălșanu M. și Dumitrescu C. *Cercetări la scară semiindustrială asupra uscării și preîncălzirii cărbunilor pentru fabricarea semicocsului prin fluidizare.* Cercetări metalurgice, nr. 6, 1964, p. 601—611.

[7] Ionescu D., Păun A., Sava Elena, Albăstroiu P. și Țăranu I. *Contribuții asupra cocsului mărunt prin fluidizare.* Cercetări metalurgice, nr. 7, 1965, p. 357—365.

[8] Blum I. și Nistor I. *Cocs brichete din cărbuni neaglutinanți sau slab aglutinanți prin tratament termic II. Cercetări în fază pilot.* Studii și cercetări de energetică, nr. 3, 1960.

[9] Ionescu D. și Sava Elena. *Aspecte și experimentări privind folosirea cocsului de fluidizare la aglomerarea minereurilor de fier.* Cercetări metalurgice, nr. 7, 1965, p. 365—375.

[10] Bowling K., Brown H. și Waters P. *Process Variables Affecting the Fluidizer Low — temperature Carbonization of Coal in an Experimental Plant.* Journal of the Institute of Fuel, mart. 1961, p. 99—107.

[11] Boyer A. F., Lahcuste J. și Bosschen M. *Bilans des matiéres de carbonisation, basse température en lit fluidisé.* Revue Générale de Thérmique, nr. 23, 1964, p. 1127—1133.

[12] Boucraut M. *Agglomération par grille. Influence de la hauteur de la charge. Utilisation du coke fluidisé.* Publication IRSID — R.P. 62, dec. 1960.

[13] Berrux R., Chanty G. și Boucraut M. *Essai d'utilisation de coke de fluidisation à l'atelier d'agglomération d'Hayange.* Journée de la Fonte, 15 dec. 1961.

[14] * * * *Rapport sur l'activité du Centre Marienau en 1964.* Cerchar — France, p. 103.

[15] Loison R. și Foch P. *Rapport sur l'activité de la Station Expérimentale de Marienau en 1961.* Revue de l'industrie minérale, nr. 10, 1962, p. 735.

[16] Knotek M., Vojta R. și Selk J. *Matematicko-statisticke metody.* Rozborn hutnich procesů vúhž, 1964.

[17] * * * STAS 5944-58, *Analiza statistică a procesului tehnologic, pregătitoare aplicării controlului statistic al calității.*

CZ 621.771.274

Determinarea unor parametri de lucru la o cajă cuarto pentru laminarea la rece de benzi înguste din oțel *

Dr. ing. R. FISCHGOLD, ing. N. LAIU, ing. M. TEODORESCU și ing. I. FEBER

Institutul de cercetări metalurgice

Scopul prezentei lucrări a fost de a se determina principalii parametri care intervin în procesul de laminare la rece a unor benzi înguste de oțel. Agregatul pe care s-au făcut experimentările este o cajă cuarto reversibilă, cu cilindri avînd diametrul de lucru $D = 150$ mm și lungimea utilă a tăbliei de 300 mm. Laminarea se efectuează numai într-un singur sens, cu înfășurarea benzii laminate pe o vîrtelniță, care prin învîrtirea ei exercită în material un efort de tracțiune în direcția de laminare. Acționarea cajei este efectuată de un motor reversibil de curent continuu, avînd o putere nominală de 112 kW și turația $n = 790 - 1\,340$ rot/min.

---

* La executarea lucrărilor experimentale au contribuit ing. Bunea C. și Niculescu V. de la uzina „Oțelul roșu".

Materialele alese pentru cercetare sînt oțelurile menționate în tabela 1; schema de laminare adoptată în cursul experimentărilor este indicată în tabela 2.

Tabela 1

Marca oțelului	Compoziția chimică, %				
	C	Mn	P	S	Si
OL 32	0,07	0,33	0,036	0,031	0,02
OLC 45	0,44	0,71	0,029	0,023	0,21
ARC 4	0,53	0,68	0,022	0,019	1,61
ARC 7	0,81	0,72	0,016	0,014	0,26
OSC 8	0,76	0,31	0,020	0,019	0,19
OLC 60	0,50	0,40	0,040	0,040	0,12

Tabela 2

Calitatea materialului	Secțiunea inițială, mm × mm	Grosimile succesive ale benzii, mm
OL 32	203 × 2	2,00 – 1,50 – 1,05 – 0,80
OL 32	165 × 2,5	2,50 – 1,80 – 1,30 – 1,00
OL 32	123 × 2	2,00 – 1,40 – 1,00 – 0,75
OLC 45	83 × 2	2,00 – 1,60 – 1,40 – 1,25
ARC 4	80 × 2,8	2,80 – 2,40
ARC 7	78 × 2,75	2,75 – 2,40
OSC 8	78 × 2	2,00 – 1,60
OLC 60	73 × 2,8	2,80 – 2,40 – 2,20

Fiecare trecere s-a executat pe un colac întreg, laminarea oprindu-se atunci cînd materialul era atît de ecruisat, încît prelucrarea sa ulterioară era imposibilă fără recoacere. Pregătirea benzii pentru laminare s-a făcut după tehnologia de decapare existentă în secție.

Metoda de cercetare

Principalele mărimi înregistrate au fost următoarele: reacțiile forței de laminare măsurate sub șuruburile de presiune din stînga și dreapta, F_{st} și F_{dr}; momentele de laminare măsurate pe bara superioară și cea inferioară de cuplare, M_{sup} și M_{inf}; turația cilindrilor de laminare, determinată pe una din barele de cuplare; tensiunea U, și intensitatea I a curentului absorbit de motorul principal de acționare; timpul t.

Din aceste mărimi de bază au fost deduși ceilalți parametri introduși în calcule.

Măsurarea forțelor de laminare s-a făcut pe cale tensometrică, folosind captori de forță prevăzuți cu traductori rezistivi (fig. 1).

Sub fiecare din șuruburile de presiune a fost plasat cîte un captor de forță, de 150 tf, prevăzut pentru aplicarea corectă a apăsării cu o placă de presiune adaptată ca formă capului șurubului.

Măsurarea momentelor de laminare s-a făcut pe cale tensometrică, prin înregistrarea simultană a momentelor de torsiune pe barele de cuplare la cilindrii de lucru. Barele de cuplare, avînd diametrul de 70 mm și lungimea suficient de mare, au permis montarea în condiții convenabile a traductorilor rezistivi și a celor două colectoare (fig. 2) necesare legăturii electrice cu aparatele de măsură. Colectoarele au fost proiectate la ICEM și realizate la uzina „Oțelul roșu". Parametrii electrici au fost înregistrați direct de la motorul de acționare. Turația cilindrilor s-a determinat prin înregistrarea impulsurilor induse într-o bobină cu miez de fier la trecerea în imediata sa apropiere a unui magnet fixat pe bara de cuplare.

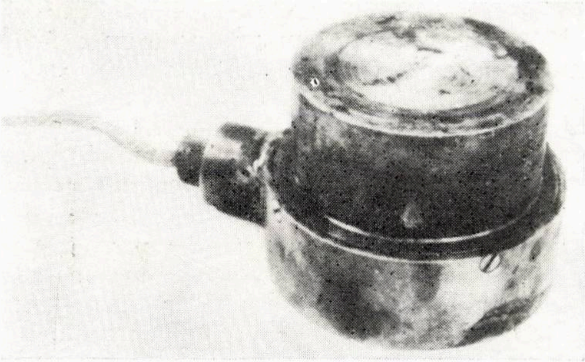


Fig. 1

Mărimile luate în considerare (forțe și momente de laminare, turația cilindrilor, tensiunea și intensitatea curentului absorbit de motorul principal de acționare) s-au înregistrat simultan și continuu, folosind un înregistrator cu bucle tip „Ultragraph". Aparatul permite înregistrarea continuă pe aceeași diagramă și a bazei de timp.

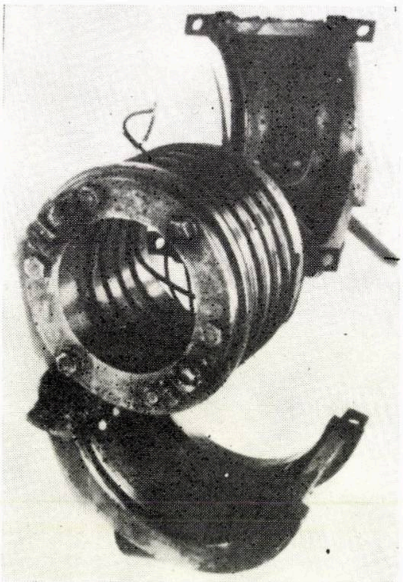


Fig. 2

În figura 3 se redă aspectul unei oscilograme realizate la laminarea unei benzi din oțel OL 32 (*1* — turația ; *2* — linia de zero pentru in-

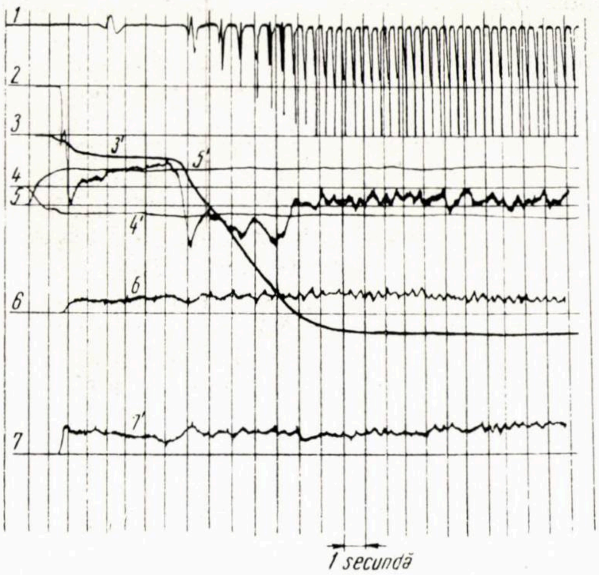


Fig. 3

tensitatea curentului ; *2'* — intensitatea curentului ; *3* — linia de zero pentru tensiunea curentului ; *3'* — tensiunea curentului ; *4* — linia de zero pentru F_{st} ; *4'* — F_{st} ; *5* — linia de zero pentru F_{dr} ; *5'* — F_{dr} ; *6* — linia de zero pentru M_{sup} ; *6'* — M_{sup} ; *7* — linia de zero pentru M_{inf} ; *7'* — M_{inf}).

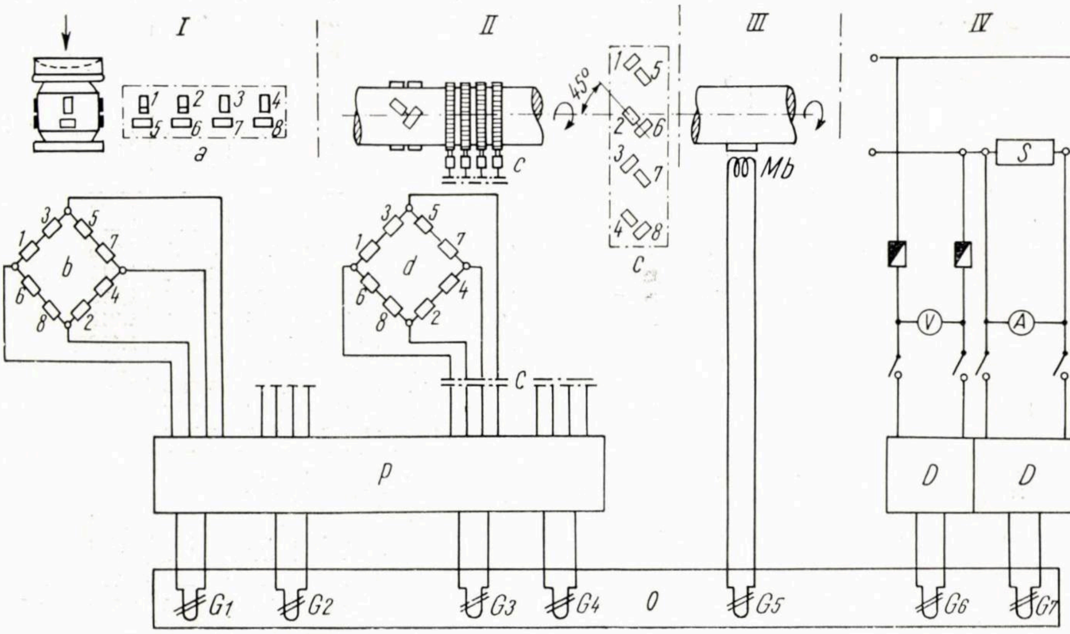


Fig. 4

În figura 4 se indică schema generală de montaj realizată pentru măsurări (*I* — Măsurarea forțelor : *a* — montarea traductorilor la captorul de forță ; *b* — schema electrică de legare a traductorilor ; *P* — punte amplificatoare KWS 6/T ; *O* — oscilograf cu bucle tip Ultragraph II ; $G_{1,2}$ — buclă galvanometrică ; *II* — Măsurarea momentelor de torsiune : *c* — montarea traductorilor pe un ax supus răsucirii ; *d* — schema electrică de montare a traductorilor ; *C* — colector ; $G_{3,4}$ — buclă galvanometrică ; *III* — Măsurarea turației : M_b — magnet permanent și bobine pentru măsurarea turației ; G_5 — buclă galvanometrică ; *IV* — Măsurarea tensiunii și curentului motorului principal de acționare : *s* — șunt pentru măsurarea curentului ; *D* — cutie cu rezistență tip R.F.T. ; $G_{6,7}$ — buclă galvanometrică).

Analiza datelor rezultate

Datele primare, rezultate din citirea oscilogramelor, sînt sistematizate în tabela 3. Pentru mărimile fundamentale (forțe, momente, viteza periferică a cilindrilor de laminare, intensitatea curentului, tensiunea la bornele motorului principal de acționare), drept valori reprezentative au fost considerate cele deduse din perioada de desfășurare a procesului stabilizat de laminare a benzii. Pentru fiecare trecere s-au selecționat valorile cele mai caracteristice.

Au fost eliminate o serie de valori mici ale forțelor de laminare tipice pentru perioadele de introducere și fixare a benzii între cilindrii și de terminare a trecerii. Parametrii electrici și viteza periferică a cilindrilor nu au fost redați în tabelă, ei fiind utilizați doar pentru determinarea consumului specific de energie, valorile lor neprezentînd interes deosebit.

Din examinarea datelor cuprinse în tabela 3 se vede că valorile forțelor totale de laminare sînt puternic influențate (în afară de compoziția chimică a materialului) de grosimea finală și lățimea benzii. Pentru toate materialele încercate (tabela 3), valoarea maximă a forței totale de laminare atinge 200 t (pentru bandă lată de 203 mm din OL 32). Valorile cele mai obișnuite ale forței totale de laminare oscilează între 100 și 150 tf.

Dacă se examinează variația forței specifice de laminare $F_{lam} : B$, exprimată în tf/mm lățime de bandă, se constată că oțelurile ARC și OSC 8 necesită forțe specifice de laminare aproximativ duble în comparație cu celelalte oțeluri (fig. *5, a*). Valorile astfel rezultate pentru $F_{lam} : B$ sînt foarte apropiate de datele furnizate de literatură [1] — [5] și pot fi aplicate în practică la calculul presiunilor totale de laminare în condiții de lucru asemănătoare.

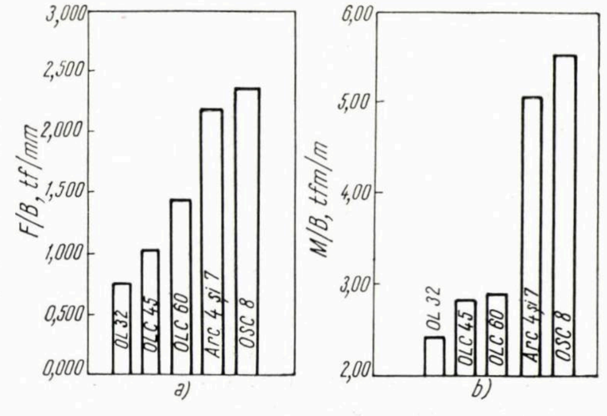


Fig. 5

În figura 6 se redă variația presiunii specifice medii de laminare $p_{med} = F_{lam} : S$ în funcție de grosimea succesivă a benzii numai pentru două calități de oțeluri, la care au fost suficiente date. Se vede că ecruisarea mult mai rapidă a oțelului OLC 45 în comparație cu cea a oțelului OL 32 (deși s-a pornit tot de la grosimea $h_{in} = 2$ mm) provoacă după a treia trecere o creștere bruscă a lui p_{med} deși grosimea finală realizată (de 1,25 mm) este superioară celor realizate în cazul benzilor din OL 32

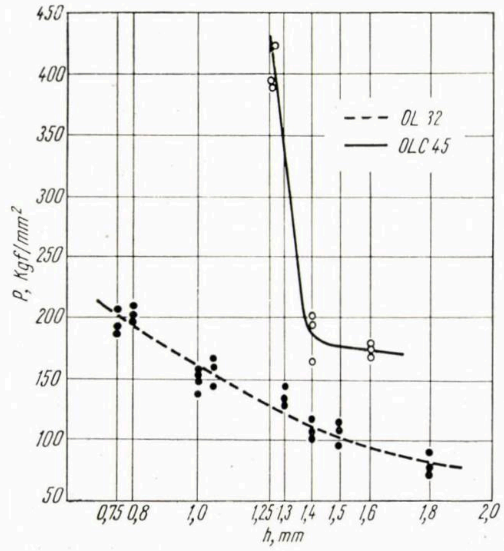


Fig. 6

Tabela 3

Oțelul	$B \times H$, mm × mm	$\frac{\Delta h}{H}$ 100%	$S = B\sqrt{R\Delta h}$, mm	F_{dr}, tf	F_{st}, tf	F_{tot}, tf	p_{med}, kgf/mm²	M_{sup}, tfm	M_{inf}, tfm	M_{lam}, tfm	$\frac{M_{sup}}{M_{inf}}$	$M_{tot} : B$ tfm/m	ψ
OL 32	203 × 2	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	203 × 1,5	25	1 243	59,4	79,4	138,8	111,5	0,248	0,260	0,508	0,955	2,5	0,30
	203 × 1,05	30	1 180	92,0	106,5	198,5	168	0,415	0,317	0,732	1,310	3,6	0,32
	203 × 0,80	23,8	879	86,5	86,3	172,8	196,5	0,282	0,192	0,474	1,470	2,3	0,32
	163 × 1,8	28	1 180	37,8	51,8	89,6	76	0,099	0,082	0,181	1,210	1,1	0,14
	163 × 1,3	28	998	49,9	93,2	143,1	143	0,336	0,289	0,625	1,160	3,8	0,36
	163 × 1,0	23	773	43,2	70,7	113,9	147	0,103	0,144	0,247	0,715	1,5	0,18
	123 × 1,4	30	824	32,4	63,7	96,1	116	0,153	0,163	0,316	0,940	2,5	0,24
	123 × 1,0	28,6	674	32,4	69	101,4	151	0,133	0,154	0,287	0,860	2,3	0,26
	123 × 0,75	25	532	43,2	55	98,2	185	0,128	0,115	0,243	1,110	1,9	0,29
OLC 45	83 × 2	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	83 × 1,6	20	454	27	55	82	181	0,193	0,212	0,405	0,910	4,9	0,45
	83 × 1,4	12,5	321	22,9	41,5	64,4	200	0,089	0,077	0,166	1,150	2,0	0,33
	83 × 1,25	10,7	278	31	83	114	410	0,103	0,077	0,180	1,350	2,2	0,24
ARC 4	80 × 2,8	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	80 × 2,4	14,3	437	49,6	124	173,6	396	0,207	0,163	0,370	1,270	4,6	0,19
ARC 7	78 × 2,75	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	78 × 2,40	12,7	399	52,6	131	183,6	460	0,228	0,255	0,483	0,894	6,2	0,26
OSC 8	78 × 2,0	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	78 × 1,6	20	427	64,8	127,5	192,3	450	0,257	0,231	0,488	1,110	6,2	0,23
OLC 60	73 × 2,80	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	73 × 2,40	14,3	399	33,7	120,5	154,2	387	0,108	0,115	0,223	0,940	3,1	0,13
	73 × 2,20	8,8	282	32,4	84,6	117	415	0,099	0,096	0,195	1,030	2,7	0,21

(adică 0,8 mm, 1 mm și 0,75 mm). În special la oțelurile ARC 4 f, ARC 7 și OSC 8, presiunea medie specifică a atins valori foarte ridicate după o singură trecere (tabela 3), laminarea ulterioară devenind imposibilă din cauza ecruisării puternice a materialului (unele porțiuni ale benzilor din oțel ARC au fost fisurate foarte puternic, producîndu-se ruperi pe lungimea materialului).

Oscilogramele realizate au pus în evidență, în cursul laminării benzilor, inegalitatea reacțiunilor F_{st} și F_{dr} datorită neuniformității grosimii materialului pe întreaga lățime a sa, deși acesta se afla la egală distanță de șuruburile de presiune.

Din examinarea oscilogramelor a rezultat că viteza de lucru (variabilă în cursul laminării colacului) nu influențează asupra valorii forței de laminare.

Valoarea momentului total de laminare M_{tot} a fost dedusă din însumarea valorilor momentelor M_{sup} și M_{inf} măsurate pe barele de cuplare ale cilindrilor de lucru. Pentru condițiile pentru care au fost efectuate experimentările, M_{tot} a oscilat în limite largi, în funcție de calitatea materialului, dimensiunile benzii și regimul de reducere aplicat (între 0,09 și 0,7 tfm).

Pentru o experiență dată (adică pentru un colac) valoarea lui M_{tot} este constantă pe toată durata de timp în care se desfășoară procesul stabilizat.

Valoarea momentului total de laminare dedusă după oscilogramă nu variază cu viteza de laminare.

Se observă, din examinarea oscilogramelor, că în toate cazurile cercetate raportul $\rho = M_{sup} : M_{inf}$ nu este constant.

În perioada inițială (introducerea benzii între cilindri) valoarea acestui raport oscilează în limite largi ($\rho = 0{,}5 - 2$); după ce procesul de laminare se stabilizează, valoarea lui ρ oscilează în limite mult mai înguste, lucru care reiese din tabela 3 ($\rho = 0{,}8 - 1{,}1$).

Aceasta se poate explica prin condițiile diferite ale regimurilor de frecare existente pe suprafețele superioară și inferioară de contact dintre bandă și cilindri. Pe măsura avansării materialului, condițiile de pe suprafața de contact superioară și cea inferioară tind să se uniformizeze, ceea ce face ca valoarea lui ρ să oscileze în limite mult mai strînse.

Dacă pentru o reprezentare mai comodă se exprimă momentul redus la unitatea de lățime a benzii $M_{lam}: B$ în tfm/m, se vede că acesta variază considerabil cu calitatea materialului (fig. 5, *b*). Pentru fiecare marcă de oțel, valorile lui $M_{lam}: B$, indicate în histograma din figura 5, *b*, reprezintă o medie aritmetică a măsurărilor efectuate cu diferite grade de reducere. Deoarece gradul de reducere pe trecere a variat destul de puțin, nu s-a considerat util să se dea graficele dependenței lui $M_{lam} : B$ în funcție de reducerea unitară.

Pentru oțeluri și condiții de lucru asemănătoare, aceste valori se regăsesc și în literatură [2], [3].

Cunoscîndu-se momentul mediu de laminare, se poate deduce valoarea coeficientului ψ care caracterizează poziția rezultantei forțelor de laminare, acționînd pe arcul de contact, după formula bine cunoscută $\psi = \frac{M}{2 \cdot F \sqrt{R \cdot \Delta h}}$.

Din figura 7 se vede că pentru oțelul OL 32, la diferitele reduceri utilizate, ψ descrește liniar o dată cu creșterea lui $\Delta h = \frac{h_1 - h_2}{h_1} 100\%$.

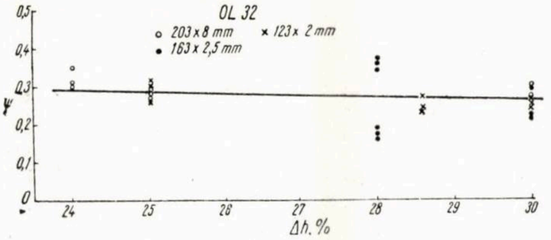


Fig. 7

Variația practic liniară a lui ψ cu Δh ($\psi = 0{,}15 - 0{,}4$) este confirmată și de datele unor autori străini care au făcut experimentări pe laminoare asemănătoare [2], [3], [6]. Se vede, de asemenea, că dispunerea punctelor reprezentative nu este influențată de lățimea benzii laminate. Pentru toate oțelurile cercetate, peste 90% din valorile lui ψ se situează între 0,15 și 0,4, ceea ce reflectă două fenomene care se petrec simultan în materialul laminat, și anume: deplasarea spre linia de ieșire a rezultantei forțelor elementare de apăsare distribuite pe arcul de contact dintre cilindrii de lucru și materialul laminat datorită ecruisării rapide a acestuia; micșorarea valorii presiunii medii specifice pe suprafața limitată de arcul de contact și modificarea aspectului epurei repartiției forțelor elementare, sub influența forței posterioare de întindere exercitate de vîrtelniță asupra benzii. Deoarece laminorul pe care s-a lucrat nu permite măsurarea acestei forțe, n-a fost posibil să se separe acțiunea celor două fenomene și să se dea o apreciere cantitativă asupra lor.

Cunoscînd din oscilograme valorile succesive ale intensității I a curentului absorbit de la rețea și a tensiunii U la bornele motorului laminorului, se pot deduce indicii de consum specific de energie electrică exprimați în kWh/t bandă laminată.

Pentru intervale de timp în care viteza de laminare este constantă, se poate deduce valoarea energiei consumate E din expresia: $E = \frac{t}{3\,600} \cdot UI$, kWh ($t$ fiind intervalul de timp luat în considerare, în s). Pe de altă parte, greutatea G a materialului laminat în același interval de timp (neglijîndu-se influența avansului) va fi: $G = (v.t) B \cdot h \cdot \gamma$ în care v este viteza de laminare; h — grosimea benzii după laminare; B — lățimea benzii; γ — greutatea specifică a materialului, kgf/mm³. Consumul specific q de energie electrică consumată la laminare va fi: $q = \frac{E}{G} 1\,000 \frac{\text{kWh}}{\text{tf}}$.

În figura 8 se redă variația lui q cu h_{fin} pentru cîteva din oțelurile cercetate la care au fost suficiente date experimentale pentru reprezentarea grafică. Se vede că benzile din oțel OLC 45 și OLC 60 implică un consum specific de energie mai mare chiar decît benzile mai late din oțel carbon obișnuit, laminate cu grad mare de reducere pe o trecere. Ecruisarea acestor din urmă oțeluri intervenind mult mai repede decît a celor obișnuite, consumul specific de energie tinde să crească mult mai repede în comparație cu cel necesitat de oțelurile moi.

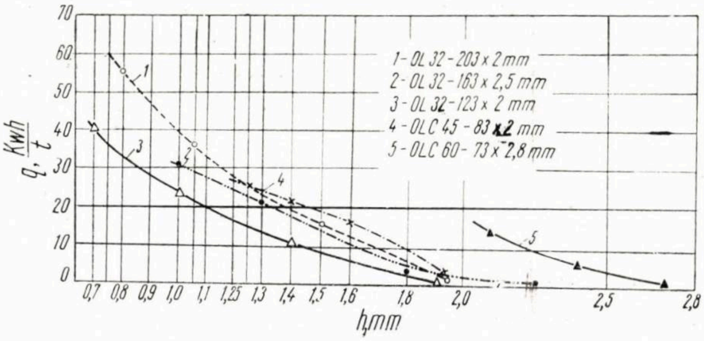


Fig. 8

Concluzii

Din experimentările efectuate pe benzi înguste de oțel cu ajutorul metodei descrise anterior se desprind următoarele concluzii:

— Forțele specifice de laminare oscilează de la valori minime, de 0,75 tf/mm (benzi din oțel OL 32) la valori maxime, de 2,7 tf/mm, pentru benzi din oțel OSC 8.

— Momentele specifice de laminare au oscilat între valori minime de 2,4 tfm/m (benzi din oțel OL 32) pînă la 5,5 tfm/m (benzi din oțel OSC 8).

— Au putut fi trasate curbele de consum specific de energie electrică la laminarea de benzi de diferite calități, laminate de la $h_{in} = 2 - 2{,}8$ mm pînă la $h_{fin} = 0{,}8 - 1{,}25$ mm.

BIBLIOGRAFIE

[1] Larke E. *The rolling of strip, sheet and plate.* Londra, Chapman and Hall, 1957.

[2] Șeftel N. I. *Holodnaia prokatka stali.* Moscova, Metallurghizdat, 1953.

[3] Sims R. B. Journal of the Iron and Steel Institute, 178, sept. 1954, p. 19–34.

[4] Nürnberg W. și Ludwig G. Stahl und Eisen, nr. 7, 1964.

[5] Nürnberg W. și Ludwig G. Stahl und Eisen, nr. 5, 1965.

[6] Bland D. și Ford H. Proc. Inst. Mech. Eng. 159, 1948, p. 144–153.

[7] Vater M. și Petersen I. Archiv für das Eisenhüttenwessen, august, 1965, p. 559–564.

CZ 621.785.5 :621.833(084.2)

Folosirea diagramelor termocinetice la alegerea oțelului pentru angrenaje cu dantură Novikov, de diferite grosimi

Conf. ing. C. WANYOREK
Institutul politehnic – Brașov

Valorificarea maximă a calităților geometrice, cinematice și de exploatare ale angrenajelor Novikov [1]–[4] nu este posibilă decît pe baza utilizării unor materiale ieftine, a adoptării unui proces tehnologic de fabricație, de ansamblu, rațional [1] și a aplicării unor procedee de tratament termic judicios alese, avînd drept scop adaptarea perfectă a structurii și proprietăților materialului la condițiile de solicitare și funcționare specifice acestor angrenaje [12].

Cu ajutorul diagramelor termocinetice [5], [7], [8] este posibilă prevederea destul de exactă a structurilor și a durităților care se pot obține prin călire sau la răcire continuă, în centrul, la periferia și — prin interpolare — în zona intermediară a bandajelor roților, dacă se cunosc anticipat compoziția chimică și mărimea grăuntelui ereditar al oțelului folosit, temperatura de austenitizare, mediul de călire și grosimea maximă a roților.

Pentru a putea utiliza diagramele existente în diferite colecții, albume etc. [5], [7] oțelurile folosite trebuie să prezinte o asemănare cît mai perfectă, din aceste puncte de vedere, cu oțelul pentru care s-au construit diagramele. În caz de abateri, diagramele păstrează totuși o valoare indicativă ridicată, cunoscînd că creșterea conținutului de carbon sau de elemente de aliere care formează carburi, ridicarea temperaturii de austenitizare şi creşterea mărimii grăuntelui ereditar, deplasînd ansamblul liniilor din aceste diagrame către dreapta, permit realizarea mai uşoară şi mai sigură a condiţiilor minime de structură, de duritate şi de rezistenţă şi asigură obţinerea acestor proprietăţi pe o adîncime mai mare a piesei.

Experienţe şi rezultate

Cu ajutorul unor diagrame termocinetice, reproduse parţial în figurile 1 (OLC 45), 2 (41 C 10) şi 3 (36 M 17) s-au analizat şi comparat între ele structurile care rezultă la călirea obişnuită cu răcire continuă a oţelurilor standardizate OLC 45, 36 MS 12, 41 C 10 şi 36 M 17 (tabela 1), cu scopul de a se constata în ce măsură acestea pot fi folosite la construirea roţilor Novikov de diferite mărimi, cu respectarea condiţiilor de structură [12], impuse de specificul de funcţionare ale acestora.

Tabela 1

Nr. crt.	Marca	Compoziţia, %			
		C	Mn	Si	Cr
1	OLC 45	0,40—0,50	0,40—0,80	0,15—0,37	—
2	36 MS 12	0,33—0,40	1,05—1,45	1,10—1,40	—
3+4	41 C 10	0,37—0,45	0,50—0,80	0,17—0,37	0,80—1,10
5	36 M 17	0,33—0,40	1,55—1,95	0,17—0,37	—

Tabela 2

Nr. crt.	Marca oţelului	Compoziţia chimică, %										Mărimea grăuntelui ereditar	D_F, s	D_B, s
		C	Si	Mn	P	S	Cr	Cu	Mo	Ni	V			
1	OLC 45	0,44	0,22	0,56	0,022	0,029	0,15	—	—	—	0,02	4 şi 6	2,1	2,0
2	36 MS 12	0,38	1,05	1,14	0,035	0,019	0,23	—	—	—	0,02	4 şi 6	5	3
3	41 C 10	0,35	0,23	0,65	0,026	0,013	1,11	0,18	0,05	0,23	0,01	3 şi 4	50	8
4	41 C 10	0,44	0,22	0,80	0,030	0,023	1,04	0,17	0,04	0,26	0,01	3 şi 4	40	8
5	36 M 17	0,42	0,27	1,82	0,026	0,019	ned.	ned.	ned.	ned.	ned.	4, rar 5 şi 3	38	10

În tabela 2 se indică compoziţiile exacte ale şarjelor de oţel ale căror diagrame termocinetice au fost folosite pentru efectuarea analizei propuse. Din oţelul 41 C 10 s-au ales două compoziţii diferite, una din ele avînd conţinutul de carbon sub limita inferioară admisă de standard, tabela 1, cealaltă fiind situată la limita superioară, acoperindu-se astfel tot intervalul de compoziţie al oţelului 41 C 10.

Pe diagramele termocinetice este trasată o familie de curbe de răcire „constitutive" sau „parametrice" ale diagramelor, reprezentînd diferite regimuri de răcire, toate urmînd principial legea de răcire a lui Newton : $t_2 = t_1 \cdot e^{-\alpha\tau}$ unde :

t_1 şi t_2 sînt temperaturile iniţială şi finală ;

α — un coeficient caracteristic pentru regimul de răcire;

τ — durata răcirii de la t_1 la t_2.

Aceste curbe au stat la baza întocmirii diagramei de transformare cu răcire continuă [7].

Avînd la dispoziţie, imprimate pe foi transparente, curbele de răcire în apă, în ulei sau în aer ale periferiei sau ale centrului barelor de diferite diametre, de pildă de 28 şi de 95 mm (fig. 4 şi 5), acestea se suprapun pe rînd peste diagramele T — T — T ale fiecărui oţel în parte, cu respectarea concordanţei originii de timp şi de temperatură ale curbelor de

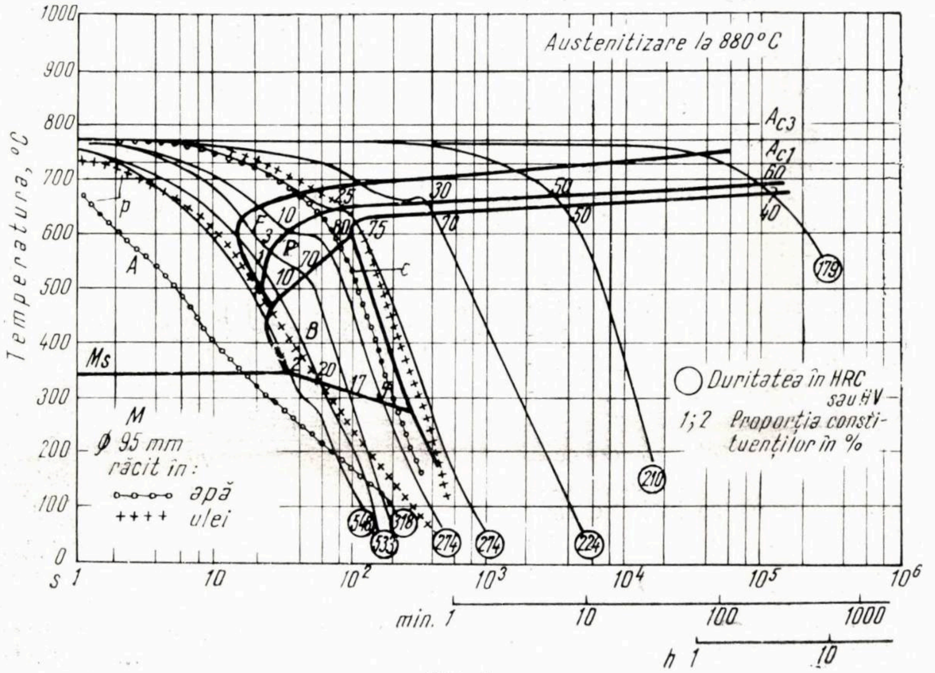


Fig. 1

răcire reale ale barelor cu ale curbelor de răcire parametrice de pe diagramele termocinetice (fig. 1, 2, 3). S-a apreciat că regimul de răcire a unei bare de acest diametru se poate asimila acoperitor cu regimul de răcire al bandajului unei roți dințate cu o grosime de circa 60 mm.

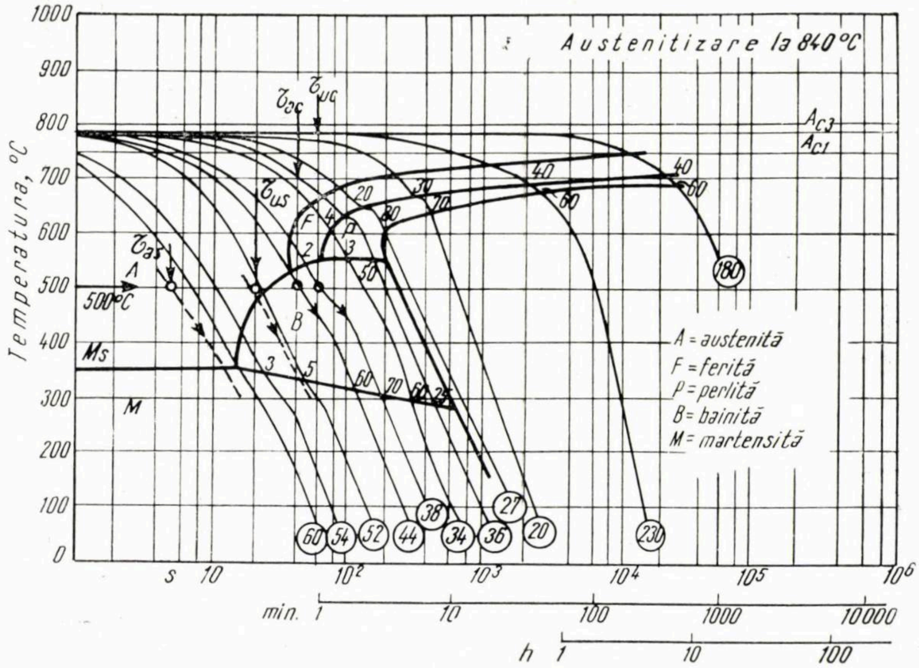


Fig. 2

Urmărind prin transparență traseele de răcire caracteristice pentru periferia p și centrul c ale barei reprezentative, se pot determina la intersecțiile succesive ale acestor trasee (fig. 5) cu curbele de transformare din diagrama termocinetică (fig. 1) elementele principale ale transformării austenitei : temperaturile de transformare, felul și cantitatea procentuală a diferiților constituenți care se formează, cît și duritatea finală în punctele urmărite la periferie și la centru. De la primul punct de intersecție în jos se va urmări un traseu aproximativ paralel cu curbele parametrice vecine. Valorile obținute sînt trecute în tabela 3.

Pentru interpretarea corectă a informațiilor astfel obținute, este necesar să se ia în considerare condițiile minime de structură și de duritate (rezistență) care au rezultat în urma analizării modurilor de solicitare specifice la care sînt supuse roțile și în special dinții roților Novikov [12].

În zona danturii este necesar ca după călire să se obțină o structură prezentînd o dispersare cît mai mare a carburii, fără separări de ferită, de pildă cel puțin o sorbită-troostitică cu 320—400 HB. Duritatea astfel obținută trebuie să fie suficient de ridicată ca, după efectuarea unei reveniri— detensionări, ea să nu coboare sub limita corespunzătoare structurii sorbitice, caracterizată prin HB = 270 — 320 sau cel puțin a celei perlito-sorbitice, care are durități între 230 și 260 HB. De preferat sînt structurile de călire martensito-bainitice (troostitice), cu HB = 400 — 600, fără separări de ferită sau perlită, care oferă un grad mare de dispersare și permit un interval de temperatură larg pentru efectuarea operațiilor de revenire. În cazul în care există posibilitatea așchierii cu freze prevăzute cu cuțite armate cu metal dur, se poate lăsa duritatea de revenire la nivelul troostito-sorbitei (320 — 400 HB) sau al bainitei (400 — 500 HB) [6].

În ceea ce privește regiunea centrală a bandajului roților, acesta fiind mai puțin solicitat decît dinții, se admit în toate cazurile durități mai mici, corespunzătoare structurii perlito-sorbitice și sorbitice (230 — 320 HB) și structurii în care pot fi prezente, în cantitate mică, ferita și perlita. Structurile de călire intermediare, obținute prin răcire continuă, sînt în general

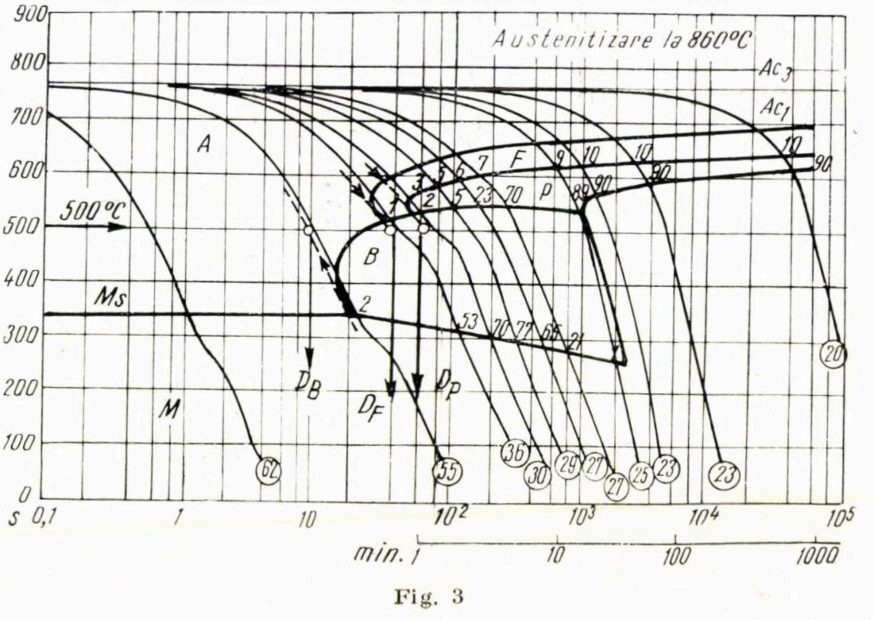


Fig. 3

stabile pînă la temperaturi egale cu temperaturile de revenire, care, fiind aplicate după călirea la martensită, ar duce la structuri de revenire avînd constituţia, dispersarea carburilor şi duritatea similare celor dintîi. Durităţile de obţinut după călire, specificate mai sus, sînt tipice pentru revenirile medii şi înalte. Ele se pot menţine deci şi după revenire — detensionare, joasă sau medie, care e strict necesar a fi aplicată roţilor pentru zona dinţilor.

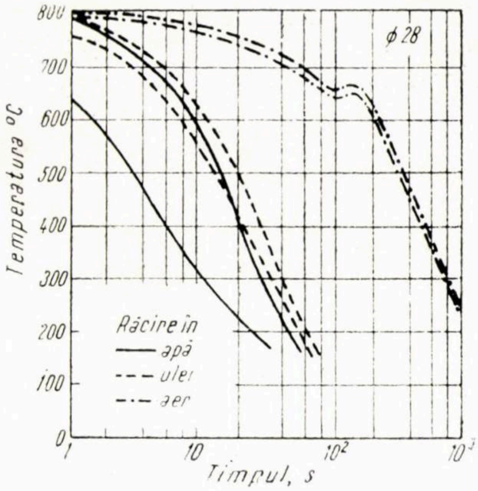


Fig. 4

Echivalenţa dintre duritate şi structură este condiţionată. Structurile sorbitice sau troostosorbitice pure, adică obţinute prin revenirea martensitei rezultate dintr-o călire totală, sînt omogene, în timp ce structurile avînd aceleaşi durităţi, dar care au fost obţinute prin călire directă sau la răcire continuă, sînt structuri mixte neomogene, care, în afară de bainită şi martensită, pot conţine cantităţi variabile de fe-

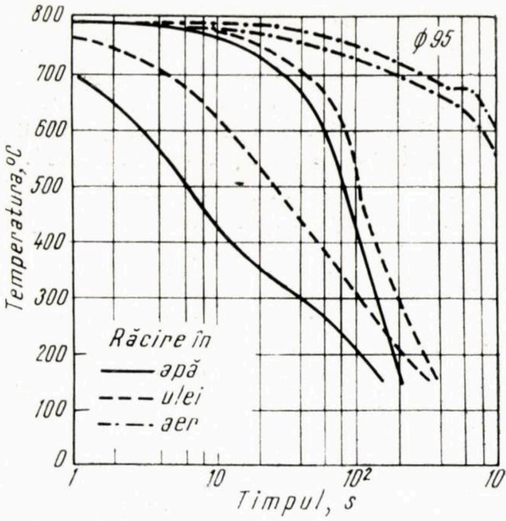


Fig. 5

Tabela 3

Nr. crt.	Marca oţelului	C, %	Structura după călire, % (apreciată după diagrama T-T-T)				Duritatea după călire, (apreciată după diagrama T-T-T)	
			Apă		Ulei		HB resp. HV	
			p	c	p	c	Apă p/c	Ulei p/c
1	OLC 45	0,44	3 F 70 P 27 B — M	30 F 70 P — B — M	25 F 75 P — B — M	35 F 65 P — B — M	274/224	224/214
2	36 MS 12	0,38	— F — P 20 B 80 M	35 F 65 P — B — M	10 F 10 P 30 B 50 M	35 F 65 P — B — M	46/26	38/24
3	41 C 10	0,35	— F — P — B 100 M	— F — P 50 B 49 M	— F — P 30 B 70 M	3 F 10 P 65 B 22 M	56/38	37/34
4	41 C 10	0,44	— F — P — B 100 M	2 F — P 60 B 38 M	— F — P 10 B 90 M	4 F 3 P 70 B 23 M	60/44	48/38
5	36 M 17	0,42	— F — P — B 100 M	4 F 3 P 70 B 23 M	— F — P 30 B 70 M	5 F 5 P 70 B 20 M	55/30	46/29

Observaţii :

p — periferia barei; c — centrul barei; F — ferită;
P — perlită; B — bainită; M — martensită, inclusiv austenita reziduală.

rită-perlită. Din această cauză, chiar la valori egale ale durității, ele sînt inferioare structurilor de revenire troosto-sorbitice, cu care nu se poate echivala decît structura bainitică omogenă, care se poate însă obține numai prin tratament izotermic. Această bainită poate fi superioară troosto-sorbitei de revenire în ce privește cuplurile de valori de rezistență și plasticitate care se pot obține. De asemenea, la durități egale, bainita este mai ușor de prelucrat.

În lumina condițiilor de duritate de mai sus și pe baza datelor din tabela 3, se pot preciza următoarele :

Pentru roți dințate sau pinioane, avînd grosimea bandajului de 95 mm, oțelul OLC 45 călit în apă nu îndeplinește condițiile de calitate impuse decît cu greu și la limita inferioară, în zona dinților putîndu-se obține, în cazul unei răciri foarte energice, cel mult o structură perlito-sorbitică (274 HB), centrul fiind și el la limita inferioară admisă (224 HB). La cele mai mici abateri de la execuția corectă a călirii și a revenirii — detensionării, este posibil să se obțină rezultate sub limită. Deci, în ansamblu, procesul tehnologic este posibil, dar cu rezultate instabile și nesigure și, de aceea, este de preferat să nu se folosească acest oțel pentru roți avînd grosimea în jurul a 95 mm. În aceste condiții călirea în ulei nici nu se poate lua în considerare.

Oțelul 36 MS 12, călit în apă, se prezintă mult mai bine, deoarece lipsește ferita în structura de călire la periferie și are o duritate ridicată după călire (46 HRC), oferind o stabilitate mai mare a rezultatelor bune, în cazul fluctuațiilor inevitabile ale condițiilor practice de aplicare a procesului tehnologic de călire—revenire. Chiar la călirea în ulei, care este mai indicată pentru acest oțel, se pot obține rezultate bune în privința durității, nu însă și a structurii, în care apare ferită prea multă (10% ferită + 10% perlită).

Oțelul aliat cu crom 41 C 10 (ambele variante) oferă rezultate foarte bune, nu numai la călirea în apă, ci și în cazul călirii în ulei, ceea ce reprezintă un foarte mare avantaj prin restrîngerea posibilităților apariției crăpăturilor de călire și prin crearea de tensiuni reziduale mici, paralel cu o structură foarte bună, chiar și la centru. Se remarcă absența feritei în structurile de călire și duritățile ridicate ale acestora (mai ales la oțelul cu carbonul ridicat) ceea ce asigură o bună stabilitate a rezultatelor pentru tot cîmpul de compoziție al acestei mărci de oțel.

Rezultate remarcabil de bune, numai cu foarte puțin inferioare oțelului 41 C 10, se obțin și cu oțelul 36M17 atît la călirea în apă, cît și la călirea în ulei. De reținut este faptul că acest oțel, slab aliat numai cu mangan, practic poate înlocui foarte bine oțelul 41 C 10 [10]. Acesta este slab aliat cu crom, element care, fără a fi deficitar, este totuși bine să fie rezervat utilizărilor unde nu poate fi înlocuit prin nimic, ca de pildă pentru oțelul de rulmenți.

S-ar putea lua în considerare experimentarea și eventual standardizarea unei mărci noi de oțel, adaptată în mod special la executarea roților dințate cu dantură Novikov de grosime mare. În acest scop ar putea corespunde un oțel cu 0,4—0,5% C și 1,8—2,0% Mn.

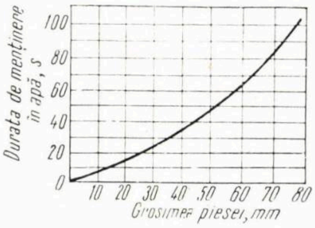


Fig. 6

Pentru piese avînd diametre, respectiv grosimi mari, dar care nu prezintă variații importante ale grosimii, în afara tratamentului obișnuit de îmbunătățire prin călire și revenire, se poate aplica cu mult succes călirea întreruptă izotermă pentru sorbită [9]. Aceasta constă într-o călire în două medii. După încălzirea pătrunsă la temperatura de călire, piesele se introduc în apă, unde se mențin un anumit timp, care, pentru piese din oțelul 41 C 10, se poate determina, în funcție de grosimea piesei, conform diagramei din figura 6 [9], apoi piesele se scot și se scufundă într-o baie de plumb la o temperatură de ordinul a 500°C, în care se mențin pînă la desăvîrșirea transformării austenitei subrăcite (circa 2 ore) apoi se răcesc în aer, eventual fără să se mai facă revenire.

Studiul comportării la călire a oțelurilor analizate (tabela 1) în cazul unor grosimi ale piesei de 95 mm este acoperitor față de grosimea roților Novikov folosite în turboambreiajul TA-500 C, care este de 60 mm maximum. Este totuși necesar să se constate care sînt structurile și duritățile probabile în cazul unor roți care au exact grosimea maximă de 60 mm.

În acest scop se folosește diagrama din figura 7, în care se reprezintă durata de răcire a barelor de la 800°C pînă la 500°C, în funcție de grosimea *d* a barelor, de locul de măsurare a temperaturii (*S*—suprafață ; *M*—margine ; *C*—centru) și de mediul de răcire (apă, ulei, aer).

Durata de răcire de la 800°C pînă la 500°C este o mărime caracteristică pentru modul de desfășurare a procesului de răcire, putîndu-se admite [7] că la durate de răcire egale corespund procese de răcire și, în consecință, structuri finale sensibil egale, modul cum se face răcirea sub 500°C fiind practic lipsit de influență.

Diagrama din figura 7, imprimată pe o filă transparentă, se suprapune succesiv peste diagramele T—T—T cu răcire continuă ale oțelurilor din tabela 1, astfel încît orizontala din figura 7, corespunzătoare diametrului d ales, aici 60 mm, să se suprapună peste izoterma de 500°C din diagrama T—T—T respectivă, cu respectarea coincidenței originilor de timp pe ambele diagrame.

Intersecția orizontalei diametrului d cu curba de răcire afectată mediului de răcire în care se călește piesa determină pe figura 7 un punct care, transpus prin transparentă pe figura 2, este caracterizat aici prin izoterma de 500°C și durata τ. Aceste coordonate aparțin unui punct de pe curba de răcire a unei bare avînd diametrul d, punctul de măsurare fiind situat la centrul, marginea sau periferia barei (după caz), aceasta fiind călită în apă, ulei sau aer (după caz). Prin acest punct se trasează pe diagrama T—T—T (fig. 2) curba de răcire a barei cu diametrul d, aproximativ paralelă cu curbele de răcire constitutive (parametrice) ale diagramei T—T—T. Urmărind traseul acestei curbe de răcire, se obțin din diagrama T—T—T datele privitoare la temperaturile de transformare ale austenitei, la compoziția metalografică procentuală a structurii și la duritatea finală, la fel ca la analiza făcută cu ajutorul curbelor din figurile 4 sau 5. Pe această cale s-au obținut rezultatele înscrise în tabela 4.

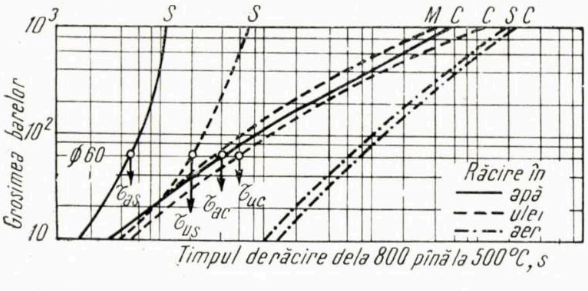


Fig. 7

Adoptînd aceleași criterii de apreciere ale structurilor și durităților ca mai sus, se constată că, pentru roți sau pinioane cu grosimea maximă de 60 mm, oțelul OLC 45 călit în apă poate da rezultate destul de bune (fapt verificat și în practică), mai ales dacă se face călirea de la limita superioară a intervalului de călire și dacă se asigură un transfer rapid din cuptor în baia de călire. Conținutul de circa 3% ferită în structura de călire se consideră neglijabil. Duritatea după călire, de 318 HB, fără a fi prea mare, oferă posibilități de revenire într-un interval relativ larg. Călirea în ulei duce la multă ferită în structură (25%) și nu poate da rezultate bune la uzură, deși duritățile sînt suficiente. Se reține faptul că la piese avînd grosimi pînă la 60 mm, executate din OLC 45, călite în apă și revenite, se pot obține rezultate bune.

Tabela 4

Nr. crt.	Marca oțelului	C, %	Structura după călire, % (apreciată după diagrama T-T-T)				Duritatea după călire (apreciată după diagrama T-T-T)	
			Apă		Ulei		HB resp. HV	
			p	c	p	c	Apă p/c	Ulei p/c
1	OLC 45	0,44	3 F 70 P 17 B 10 M	28 F 72 P — B — M	25 F 75 P — B — M	30 F 70 P — B — M	318/250	274/224
2	36 MS 12	0,38	— F — P 8 B 92 M	15 F 20 P 30 B 35 M	8 F 8 P 30 B 54 M	25 F 65 P 5 B 5 M	58/30	42/27
3	41 C 10	0,35	— F — P — B 100 M	— F — P 45 B 55 M	— F — P 16 B 84 M	— F — P 60 B 40 M	56/40	42/36
4	41 C 10	0,44	— F — P — B 100 M	— F — P 60 B 40 M	— F — P 5 B 95 M	2 F — P 70 B 28 M	60/44	44/38
5	36 M 17	0,42	— F — P — B 100 M	2 F — P 53 B 45 M	— F — P 27 B 73 M	3 F 2 P 70 B 25 M	50/36	46/30

Observații :
p — periferia barei ; c — centrul barei ; F — ferită ;
P — perlită ; B — bainită ; M — martensită, inclusiv austenită reziduală.

La această grosime oțelul 36 MS 12, călit în apă, dă rezultate foarte bune. În zona danturii ferita lipsește complet, structura la centru fiind mai bună decît la oțelul OLC 45. Călirea în ulei dă rezultate foarte bune în privința durităților, nu însă și în privința structurii (8% ferită + 8% perlită). În concluzie, și roțile construite din acest oțel se vor căli de preferință în apă.

După cum era de așteptat, oțelurile slab aliate cu crom sau mangan, călite în ulei, dau rezultate foarte bune și stabile, independent de anumite fluctuații ale condițiilor tehnologice de execuție, ceea ce este foarte important. De remarcat sînt și aici rezultatele excelente ce se pot obține cu oțelul slab aliat cu mangan 36 M 17.

Informații valoroase asupra susceptibilității la călire și a sensibilității rezultatelor călirii la abateri ale procesului tehnologic real față de cel ideal se pot obține prin analizarea directă a diagramelor T—T—T cu răcire continuă, din care se pot citi duratele de răcire critice, de la Ac_3 pînă în momentul primei apariții a feritei (D_F), a perlitei (D_P), a bainitei (D_B), măsurate pe izoterma $t = 500°C$, considerînd că modul cum se face răcirea continuă sub această temperatură nu mai are importanță pentru formarea structurii.

Dintre curbele de răcire parametrice care acoperă teoretic complet cîmpul diagramei T—T—T respective, se alege, direct sau prin interpolare, acea curbă de răcire, respectiv acel proces de răcire, care duce la prima apariție, în structură, a feritei, perlitei sau bainitei și se urmărește traseul acestei curbe, pînă ce intersectează izoterma de 500°C. Punctul astfel obținut definește pe abscisă durata critică respectivă (fig. 3).

În tabela 2 se dau duratele critice de răcire de la Ac_3 pînă la apariția feritei, D_F, respectiv a bainitei D_B, măsurate pe izoterma de 500°C din diagrama T—T—T.

Se deduce că oțelurile OLC 45 și 36 MS 12 au durate critice apropiate și foarte mici față de celelalte oțeluri, au deci o susceptibilitate de călire redusă, care necesită viteze de răcire mari și implicit executarea foarte rapidă a operației de călire propriu-zise, adică un transfer cuptor—baie foarte rapid, rezultatele care se pot obține fiind periclitate de abaterile mici care se pot produce ușor.

Oțelurile aliate cu crom sau mangan prezintă, față de primele două oțeluri, durate critice de 10—20 de ori mai mari, pînă la apariția feritei, a cărei prezență este nedorită și numai de 2—3 ori mai mari, pînă la apariția dorită a bainitei, a cărei formare este deci favorizată, garantîndu-se astfel și stabilitatea rezultatelor față de fluctuațiile posibile ale parametrilor tehnologici.

Se remarcă și aici că rezultatele care se pot obține cu oțelul 36 M 17 se situează în imediata vecinătate a datelor caracteristice pentru oțelul 41 C 10, pe care îl poate înlocui. Aceasta s-a verificat, cu deplin succes, și prin realizarea din oțelul 36 M 17 a cleștilor de foraj turnați, care înlocuiesc cleștii matrițați din oțel crom-molibden [10]. Tendința de supraîncălzire la călire a oțelului 36 M 17 se poate combate cu eficacitate prin atenția deosebită la încălzire și prin elaborarea șarjelor respective cu dezoxidare suplimentară cu aluminiu în oala de turnare. Executarea roților brute prin turnare ușurează mult aplicarea acestei tehnologii.

Concluzii

Indiferent de calitatea oțelului ales pentru construirea roților Novikov, se recomandă ca recepționarea barelor să se facă șarjă cu șarjă, pe baza analizei chimice complete și a probei de călire frontală, pentru a se garanta o pătrundere minimă a efectului de călire.

Pentru realizarea roților Novikov se pot folosi și oțeluri cu călibilitate mai slabă, dacă roțile se călesc în stare degroșată, eventual chiar cu degroșarea danturii, ceea ce ușurează mult pătrunderea efectului de călire în adîncimea piesei. De multe ori poate fi utilă, în acest sens, și o reproiectare, în vederea subțierii pereților piesei, în limitele permise de rezistență.

Experimentarea introducerii roților Novikov [1], [2], [12] trebuie să se facă în trei etape: prin înlocuirea roților în evolventă cu roți Novikov avînd același gabarit (diametre și lățimi) ca primele (etapa I), sau avînd aceleași diametre, dar lățimi mai mici (etapa II), sau avînd atît diametrele cît și lățimile mai mici decît roțile cu dantura în evolventă (etapa III).

Prin subțierile succesive pe care le suferă roțile Novikov de-a lungul acestor trepte evolutive, oțelurile folosite, oricare ar fi ele, se prezintă din ce în ce mai bine, din punct de vedere al pătrunderii efectului călirii și din ce în mai apte de a prelua sarcinile care le revin pentru buna funcționare a angrenajelor Novikov.

Pentru roți mai subțiri, pînă la 60 mm, oțelul OLC 45, tratat cu oarecare atenție și bine selecționat, poate da rezultate excelente.

Pentru grosimi mai mari, de circa 50—100 mm, se poate folosi cu deplin succes oțelul 36 M 17.

Oțelul 41 C 10 rămîne soluția calitativ optimă pentru toate grosimile, inclusiv pentru grosimi de peste 100 mm.

Pentru roți cu grosimi mari se propune experimentarea unui oțel special, slab aliat cu mangan, de tipul 36 M 17, dar cu un conținut mai ridicat de carbon (0,4 — 0,5%) și de mangan (1,8—2%).

Pentru roți groase pînă la 100 mm se poate face uz cu succes de călirea întreruptă izotermă pentru sorbită [9].

Prin fosfatare sau sulfizare se ameliorează sensibil calitățile de rodaj și antifricțiune [11].

Controlul cel mai eficace al structurilor obținute se realizează prin sacrificarea unor piese, pînă la punerea la punct a tehnologiei de fabricație și a metodei de recepție a oțelurilor.

Pentru cunoașterea posibilităților oferite de diferite oțeluri și compararea lor, studiul cu ajutorul diagramelor T—T—T pentru transformarea austenitei la răcire continuă este indispensabil.

Urmărirea sistematică și confruntarea continuă a datelor și a rezultatelor obținute, cu ajutorul unor formulare judicios întocmite și foarte conștiincios completate, stă la baza oricărui progres în aplicarea angrenajelor cu dantură Novikov [1], [12].

Succesul turboambreiajelor echipate cu angrenaje cu dantură Novikov executate din OLC 45 îmbunătățit (peste 11 000 h de funcționare în condiții de schelă totalizate pînă la 22.01.1965 de primele turboambreiaje realizate cu angrenaje Novikov) dovedește că pentru roțile Novikov problemele de material și de tratament termic se pot rezolva de către orice uzină, cu destulă ușurință [2].

Fontele cenușii și aliajele neferoase, relativ moi, pot fi atrase cu deplin succes în sfera construcției de angrenaje Novikov.

Alt domeniu de aplicare a angrenajelor Novikov, complet neexplorat încă, dar cu perspective foarte vaste, sînt roțile din mase plastice sau din materiale stratificate.

BIBLIOGRAFIE

[1] Wanyorek C. *Transmisii cu roți dințate cu angrenaje tip Novikov.* Partea I, București, I.D.T., 1963.

[2] Consfătuire la uzina Hidromecanica din Brașov, pe tema: *Aplicarea danturii Novikov la angrenaje.* Construcția de mașini, nr. 5, 1963, p. 412.

[3] Buletinul Construcției de mașini (traducere din limba rusă), I.D.T., nr. 4, 5, 6, 1958, și nr. 5, 1959.

[4] *Transmisii cu roți dințate tip Novikov.* Tehnica nouă, nr. 237, 1959 (traducere din Izobretateli i raționalizatovì, nr. 6, 1959).

[5] Popov A. A. și Popova A. E. *Izotermiceskie i termokineticeskie diagramî raspada pereohlajdennogo avstenita.* Moscova Sverdlovsk, Mașghiz, 1961.

[6] Smîkov A. A. *Îndrumător pentru tratamente termice.* București, Editura tehnică, 1956.

[7] Wever F. și Rose A. *Atlas zur Wärmebehandlung der Stähle.* Düsseldorf, Max-Planck Institut für Eisenforschung, 1954—56.

[8] Guliaev A. P. *Tratamentul termic al oțelului.* București, Editura tehnică, 1962.

[9] *Călirea izotermă sorbitică.* Experiența Combinatului metalurgic—Reșița, București, I.D.T., 1956.

[10] Wanyorek C. *Încercări de tratament termic asupra oțelului turnat în piese T 36 M 17.* Metalurgia și Construcția de mașini, nr. 1, 1960, p. 65—69.

[11] Barozzi D. și Bura C. *Electrosulfizarea organelor de mașini.* București, I.D.T., 1962.

[12] Wanyorek C. *Particularitățile alegerii oțelului și a tratamentelor termice pentru roți dințate cu dantură Novikov.* Metalurgia, nr. 8, 1965, p. 421—425.

CZ 621.785: 621.784.666

Noi băi de săruri pentru tratamente termochimice la temperatură înaltă *

Ing. GH. SUCEVEANU și prof. A. N. MINKEVICI

Institutul de cercetări tehnologice pentru construcția de mașini

Institutul pentru oțel și aliaje – Moscova

Pentru tratamentele termochimice la temperatură înaltă se utilizează în prezent numeroase amestecuri de săruri topite. Toate aceste amestecuri utilizate pentru cianurarea la temperaturi de 780—870°C, pentru cianurarea înaltă (cementarea lichidă), la temperaturi de 900—950°C sau la protecția împotriva decarburării au drept component activ al băii radicalul CN^- provenit din cianurile alcaline. Varietatea compozițiilor chimice ale amestecurilor este așadar dată mai ales de partea neutră a acestora, în general cloruri și carbonați ai metalelor alcaline sau alcalino-pămîntoase, în diverse proporții [1] — [4].

Experiențe și rezultate

Intr-o serie de cercetări efectuate, ale căror rezultate sînt redate mai jos, s-a urmărit a se obține amestecuri de săruri topite, active din punct de vedere termochimic, care să fie utilizate pentru cele trei operații enumerate mai sus, dar în care elementele active (C și N) să se obțină în topitură, pornindu-se de la uree (CON_2H_4), substanță organică netoxică, ieftină și ușor de procurat**.

Drept parte neutră s-a urmărit a se utiliza, într-o primă serie de cercetări, carbonatul de sodiu (Na_2CO_3), clorura de sodiu ($NaCl$) și clorura de bariu ($BaCl_2$); în această primă serie de încercări s-a urmărit deci a se realiza topituri active din următoarele amestecuri de săruri:

Grupa A: 5% CON_2H_4 + 95% Na_2CO_3; 10% CON_2H_4 + 90% Na_2CO_3; 20% CON_2H_4 + + 80% Na_2CO_3; 40% CON_2H_4 + 60% Na_2CO_3.

---

* La efectuarea cercetărilor au mai participat ing. Ionescu D. și Radu A.

** Utilizarea ureei ca parte activă a băilor de săruri la temperatură joasă este arătată în Metalurgia nr. 6/1966.

Grupa B: 5% CON_2H_4+ 95% NaCl; 10% CON_2H_4+90% NaCl; 20% CON_2H_4+80%NaCl; 40% CON_2H_4+60% NaCl.

Grupa C: 5% CON_2H_4 + 95% $BaCl_2$; 10% CON_2H_4+90%$BaCl_2$; 20%CON_2H_4+80%$BaCl_2$; 40% CON_2 + 60% $BaCl_2$.

Încercările au fost efectuate într-un cuptor — baie de săruri — de tipul V-20 cu încălzirea cu rezistențe electrice și reglare automată a temperaturii. Creuzetul din oțelul inoxidabil turnat a avut dimensiunile: Ø 300×500 mm. Pentru fiecare amestec a fost preparată o topitură de 20 kg săruri.

Comportarea tehnologică a noilor amestecuri și activitatea acestora a fost urmărită la temperatura de 870°C și la o durată de menținere de două ore, utilizînd probe din oțelurile OLC 15 (Ø 15×10 mm), OLC 45 (Ø 10×10 mm), OSC 10 (plăcuțe de 40 × 20 × 0,15 mm) și Fe-Armco (plăcuțe de 40 × 20 × 0,05 mm). Activitatea băilor topite s-a urmărit prin determinarea de adîncime a stratului, variația greutății, variația microdurității și variația conținutului de carbon și azot în stratul cianurat.

Amestecurile binare de săruri din grupa A (5—40% CON_2H_4 și 95—60% Na_2CO_3) au punctele de topire cuprinse între 772 și 574°C; cu excepția băii cu 40% CON_2H_4, s-a remarcat că aceste amestecuri binare în stare topită prezintă importante inconveniente tehnologice, ca: formarea unei zgure negre deasupra băii, care la temperaturi sub 850°C devine vîscoasă și dă naștere unei cruste solide care împiedică imersarea pieselor în topitură. Probele care au fost introduse în aceste tipuri de băi au avut o culoare pătată neagră (filmul de săruri de pe probe îndepărtîndu-se greu prin spălare în apă) și au prezentat urme de oxidare, decarburare și corodare însemnată, ca urmare a cantității mari de carbonat existent în topitură. Informativ, pe probele din oțel OLC 15 și OLC 45 cu tot gradul înaintat de corodare superficială, s-a observat microscopic un strat slab cianurat cu o adîncime variabilă, cuprinsă între 0,14 și 0,21 mm la oțelul OLC 15 și între 0,125 și 0,20 mm la oțelul OLC 45. Microduritatea a căpătat valori cuprinse între circa 485 μHV (la oțelul OLC 15) și de circa 510 μHV (la oțelul OLC 45) față de circa 155 μHV și respectiv 180 μHV în stare necianurată. Variația greutății probelor din Fe-Armco a arătat o ușoară creștere (circa 0,1 mg/cm²) în timp ce cea a probelor din OSC 10 a indicat o importantă pierdere în greutate, datorită oxidării și desprinderii acestui strat (circa 0,45 mg/cm²). În sfîrșit, analiza conținutului în carbon și azot din stratul superficial a arătat, în cazul probelor din Fe-Armco, o ușoară îmbogățire (0,15%C și 0,05% N_2) în timp ce conținutul în carbon al oțelului OSC 10 a scăzut de la 1,01 la 0,25%.

Baia preparată din 40% CON_2H_4 și 60% Na_2CO_3 a dat rezultate mai bune: s-a obținut pe oțelul OLC 15 un strat de 0,35 mm cu un conținut în carbon de 0,6% și de azot de 0,20%, avînd o microduritate de 490 μHV, iar pe oțelul OLC 45, un strat de 0,25 mm, cu o duritate de 570 μHV. Totuși, această baie nu poate fi aleasă atît din cauza conținutului insuficient de carbon în strat, cît și din cauza inconvenientelor tehnologice (baia spumează puternic și debordează din creuzet astfel încît ea a putut fi utilizată numai după 6 h de menținere la o temperatură scăzută, de 720°C).

Amestecurile binare de săruri din grupa B (5—40% CON_2H_4 și 95—60% NaCl) au avut punctele de topire cuprinse între 728 și 680°C. În mod similar cu topiturile obținute din amestecurile din grupa A, băile de săruri formate din uree și clorură de sodiu tehnică au avut proprietăți tehnologice scăzute (viscozitate mare la 850°C, spumare intensă deasupra temperaturii de 850°C, formarea sub această temperatură a unor zgure dense), iar probele extrase din baie au fost corodate și puternic oxidate cu un strat care se desprindea ușor. Pierderile de greutate prin desprinderea straturilor oxidate și corodate au fost mari; straturi cianurate subțiri și sărace s-au obținut numai la băi cu 20 și 40% CON_2H_4, iar probele din oțel OSC 10 au arătat în urma analizei chimice o pierdere de carbon de la 1,01% la circa 0,90% (la baia cu conținut minim de uree).

Amestecurile binare de săruri din grupa C (5—40% CON_2H_4 și 95—60% $BaCl_2 \cdot 2H_2O$) au puncte de topire ridicate, cuprinse între 838 și 745°C.

Din acest motiv, băile sînt în general vîscoase, la temperaturi de 870°C, mai ales după cîteva ore de la topire. Probele extrase din baie se spală ușor și nu prezintă urme de coroziune. La un conținut de 5% CON_2H_4 nu apare la oțelurile OLC 15 sau OLC 45 un strat cianurat propriu-zis; la celelalte băi cu conținut mai ridicat de uree (10—40%) apare un strat slab cianurat de 0,27—0,40 mm. De altfel și microduritatea probelor din oțel OLC 15 și OLC 45 nu a depășit 370 μHV (la probele extrase din baia cu 10% uree) și 680 μHV (la probele extrase din băi cu 40% uree). Conținutul în carbon a crescut la probele din Fe-Armco pînă la circa 0,5% C, iar conținutul de azot, pînă la circa 0,30% N_2, în timp ce probele din oțel OSC 10 au pierdut din carbon 0,5% în baia cu 5% CON_2H_4 și 0,1% C la băile cu 20% CON_2H_4.

Ca o primă concluzie asupra comportării amestecurilor binare de săruri pe bază de uree, din grupa A, B și C, este aceea că, deși în general cele mai multe dintre ele au puncte de topire situate sub temperatura de lucru a acestor băi, în exploatarea lor curentă băile preparate în proporțiile arătate nu pot fi introduse în exploatare atît ca urmare a inconvenientelor tehnologice prezentate, cît și ca urmare a lipsei lor de activitate, sau a agresivității pronunțate asupra straturilor superficiale ale pieselor din oțel.

Din aceste motive, cercetările au continuat, încercînd amestecuri formate din trei săruri (dintre care una obligatoriu era ureea), în proporții variabile, în așa fel încît să satisfacă cele trei operații termochimice: cianurare, cianurare adîncă și protecția împotriva decarburării.

Numai pentru cianurarea la temperaturi de 820–870°C a fost aleasă o baie ternară pe bază de uree, formată după preparare din NaCNO – Na_2CO_3 și NaCl; este un amestec cu 25–30% NaCNO, ca parte activă și 70 – 75% suport neutru format din Na_2CO_3 și NaCl. În ipoteza în care un asemenea amestec pe bază de uree ar fi dat rezultate, variind conținutul acesteia din urmă (sau a cianatului rezultat din descompunerea ei), s-ar putea obține băi convenabile pentru cianurarea adîncă și pentru protecția contra decarburării.

Pentru a obține 20 kg de amestec topit în baie s-a procedat în două variante:

– S-au amestecat intim cantitățile necesare de săruri inițiale: 6 kg CON_2H_4, 13 kg Na_2CO_3 și 6 kg NaCl și apoi au fost introduse în creuzet. La temperatura de 640°C, amestecul s-a topit după o curbă care este reprezentată în figura 1.

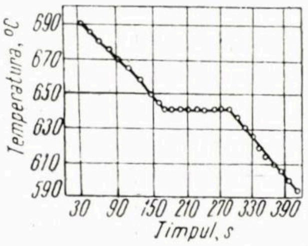


Fig. 1

După o perioadă de două ore de funcționare, topitura a avut următoarea compoziție chimică: 32,0% NaCNO, 3,0% NaCN, 34% Na_2CO_3 și 31% NaCl.

– În a doua variantă, care este mai recomandabilă, avînd în vedere faptul că se pot doza mai precis componenții din amestec, s-a mers pe principiul de a se prepara separat baia-suport neutră, formată din carbonat și clorură, la care, după topire, se adaugă cantitatea necesară de cianat, preparat separat. În acest mod, în creuzet s-au introdus 8 kg Na_2CO_3 și 5 kg NaCl și, cînd s-a obținut topitura, s-au adăugat 7 kg cianat (de puritate 84%, restul de 16% fiind Na_2CO_3).

Cianatul s-a obținut prin topirea separată la temperatura de 380–400°C a unui amestec de 55% CON_2H_4 și 45% Na_2CO_3.

La două ore după topire, baia de săruri a avut următoarea compoziție chimică: 28,9% NaCNO; 2,7% NaCN; 23,7% NaCl; 43,9% Na_2CO_3 și 0,8% alte substanțe.

Încercări efectuate variind conținutul sărurilor neutre între 25 și 50% (atît carbonatul cît și clorura de sodiu) au dat rezultate similare și corespunzătoare.

Baia prezintă toate calitățile tehnologice necesare unei exploatări normale: nu spumează, nu formează cruste, nu pătează, nu corodează și nu oxidează piesele. Din aceste motive această baie, care conține circa 30% NaCNO preparat din uree tehnică, a fost în continuare analizată pentru a se determina exact activitatea și durabilitatea sa în exploatare, ca „baie de cianurare fără cianură".

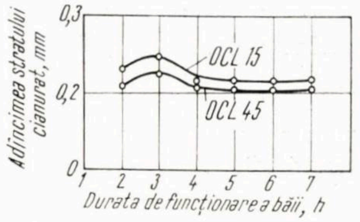
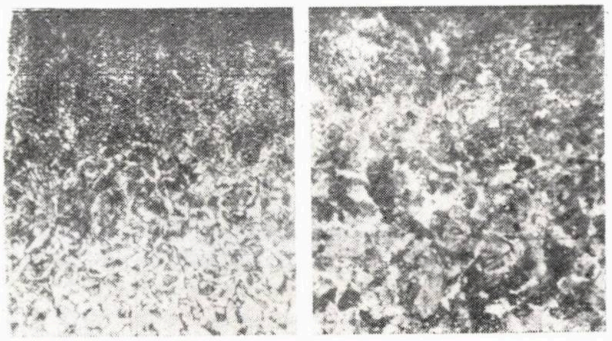


Fig. 2

S-au utilizat probe din oțel OLC 15 (Ø 15 × × 10 mm), OLC 45 (Ø 10 × 10 mm) și Fe-Armco (plăcuțe de 40 × 20 × 0,05 mm). Temperatura de încercare a fost 870°C, iar durata de menținere, de o oră. Activitatea băii a fost urmărită din oră în oră pînă la șapte ore de funcționare prin adîncimea stratului, variația de greutate, microduritatea și duritatea stratului și prin variația compoziției chimice în adîncimea acestuia. Variația compoziției chimice a băii s-a urmărit luîndu-se probe de sare imediat după topire, după 15 min, 1 h, 3 h și 6 h.

În figura 2 și tabela 1 sînt date rezultatele măsurărilor adîncimilor de strat cianurat obținute pe probele din oțel OLC 15 și OLC 45, în funcție de durata de funcționare a băii pe bază de uree, fără împrospătare (adîncimea stratului cianurat a fost considerată ca suma adîncimii zonei eutectoide și 1/2 din zona de tranziție).



a Fig. 3 *b*

În figura 3 sînt date microstructurile straturilor cianurate ale oțelurilor OLC 15 (*a*) și OLC 45 (*b*), într-o baie pe bază de uree (cu 30% NaCNO) la temperatura de 870°C, timp de o oră (OLC 15) și de două ore (OLC 45) (atac nital; × 100).

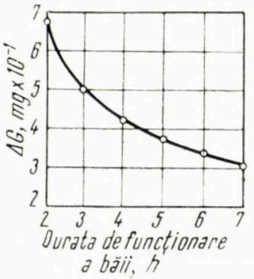


Fig. 4

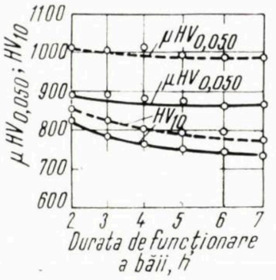


Fig. 5

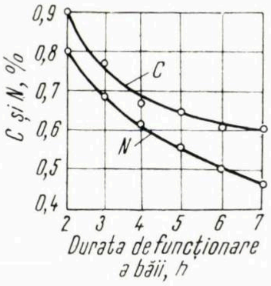


Fig. 6

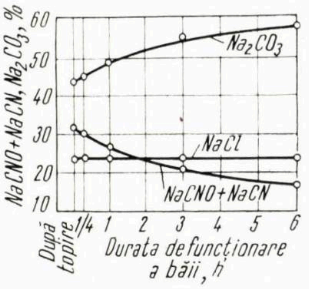


Fig. 7

În figura 4 și în tabela 1 se dau rezultatele variației greutății (ΔG) unor probe din Fe-Armco (plăcuțe de 40 × 20 × 0,05 mm) menținute o oră la 870°C, într-o baie cu 30% NaCNO (provenit din uree) în funcție de durata de funcționare a acesteia.

În diagramele prezentate în figura 5 și în tabela 1 sînt date duritățile $\mu HV_{0,05}$ și HV_{10} ale probelor din oțel OLC 15 și OLC 45 cianurate o oră la 870°C în baia de săruri pe bază de uree (cu 30% NaCNO), în funcție de durata de funcționare a băii (linia continuă — OLC 15 iar linia întreruptă — OLC 45).

În figura 6 se reprezintă variația conținutului de carbon și azot în funcție de durata de funcționare a băii, obținute pe plăcuțe din Fe-Armco de 0,05 mm grosime, cianurate într-o baie cu 30% NaCNO provenit din uree, la temperatura de 870°C și durata de menținere de o oră.

Tabela 1

Durata de funcționare a băii după topire, h	Adîncimea stratului cianurat, mm		Variația greutății plăcuțelor din Fe-Armco, mg/cm²	Variația microdurității și a durității $\mu HV_{0,05}/HV_{10}$		Compoziția chimică a stratului cianurat, %	
	OLC 15	OLC 45		OLC 15	OLC 45	C	N_2
2	0,23	0,21	+0,679	889 823	1 011 854	0,91	0,80
3	0,25	0,23	+0,501	888 785	1 006 827	0,78	0,69
4	0,22	0,21	+0,424	880 776	1 012 804	0,67	0,62
5	0,22	0,21	+0,375	871 751	988 796	0,65	0,56
6	0,22	0,21	+0,341	863 745	985 794	0,63	0,51
7	0,22	0,21	+0,304	863 735	984 774	0,61	0,48

Tabela 2

Nr. probei	Durata de funcționare a băii, h	Compoziția chimică, %					
		NaCNO	NaCN	NaCNO + NaCl	Na_2CO_3	NaCl	alte substanțe
B_{11}	după topire	28,9	2,7	31,6	43,87	23,7	0,83
B_{12}	1/4	27,2	3,1	30,3	45,50	24,1	0,10
B_{13}	1	22,8	4,3	27,1	48,64	24,2	0,06
B_{14}	3	16,3	4,8	21,1	54,70	23,9	0,30
B_{15}	6	10,6	6,7	17,3	58,50	24,0	0,20

Tabela 3

Durata de funcționare a băii după topire, h	Adîncimea stratului cianurat, mm		Variația greutății plăcuțelor din Fe-Armco, mg/cm²	Variația microdurității și a durității, $\mu HV_{0,05}/HV_{10}$		Compoziția chimică a stratului cianurat	
	OLC 15	OLC 45		OLC 15	OLC 45	C	N_2
2	0,235	0,220	+0,639	858 780	996 877	0,88	0,77
3	0,258	0,235	+0,531	877 777	982 828	0,76	0,67
4	0,225	0,215	+0,441	883 777	971 807	0,66	0,62
5	0,220	0,210	+0,381	869 744	986 791	0,63	0,55
6	0,220	0,210	+0,333	877 738	980 791	0,60	0,51
7	0,220	0,210	+0,306	859 722	980 761	0,59	0,47

Tabela 4

Nr. probei	Durata de funcționare a băii, h	Compoziția chimică, %					
		NaCNO	NaCN	NaCNO + NaN	Na_2CO_3	KCl	alte substanțe
A_{11}	după topire	29,1	2,8	31,9	43,41	24,5	0,19
A_{12}	1/4	26,9	3,2	30,1	44,68	24,7	0,52
A_{13}	1	22,1	4,5	26,6	48,87	24,1	0,43
A_{14}	3	15,8	5,1	20,9	54,46	24,4	0,24
A_{15}	6	10,1	7,1	17,2	60,03	23,6	0,17

În figura 7 se reprezintă variaţia conţinutului în NaCNO + NaCN al sărurilor din compoziţia băii de sare formate din 30% NaCNO + 45% Na_2CO_3 + 25% NaCl, cu durata de funcţionare a băii la temperatura de 870°C.

După epuizarea cercetărilor privind activitatea şi durabilitatea băii cu 30% NaCNO + +70% (Na_2CO_3 + NaCl), s-a preparat şi o altă baie ternară în care NaCl din suportul neutru a fost înlocuită cu KCl, adică o baie conţinînd 30% NaCNO+ 70% (Na_2CO_3 + KCl). Efectuîndu-se toate încercările necesare, s-a remarcat că aceasta posedă aceleaşi calităţi tehnologice ca şi baia cu NaCl (punctele de topire fiind de altfel foarte apropiate : 638°C faţă de 641°C), constatîndu-se chiar o fluiditate mai bună a topiturii. Valorile privind adîncimea stratului cianurat, variaţia greutăţii, duritatea şi microduritatea stratului, conţinutul în C şi N_2 al stratului probelor cianurate ca şi variaţia în timp a compoziţiei chimice a băii au fost sensibil apropiate de valorile realizate în cazul utilizării băii cu 30% NaCNO+70% (Na_2CO_3+ + NaCl), aşa cum se observă din tabela 3.

Concluzii

1. Băile de săruri formate din 30% NaCNO obţinut din uree şi sodă calcinată) şi 70% Na_2CO_3 + NaCl, respectiv KCl) sînt indicate pentru utilizarea în scopul cianurării pieselor din oţel, la temperaturi medii ; băile posedă proprietăţi tehnologice corespunzătoare, iar proprietăţile stratului (adîncime, duritate, compoziţie chimică etc.) sînt similare cu cele obţinute în băi pe bază de cianuri.

2. Băile de cianurare pe bază de cianat trebuie împrospătate din trei în trei ore de funcţionare cu 3% cianat alcalin (preparat din uree şi carbonat alcalin).

3. Noile băi de săruri pe bază de cianat obţinut din uree şi sodă calcinată sînt de trei ori mai ieftine decît cele pe bază de cianuri alcaline şi nu necesită substanţe din import.

4. Avantajele date de îmbunătăţirea condiţiilor de tehnica securităţii şi protecţiei muncii au impus deja aceste băi în practica industrială a unor uzine constructoare de maşini din Republica Socialistă România.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * * *Metallovedenie i termiceskaia obrabotka*, Spravocinik, vol. II, Moscova, Metallurghizdat, 1962, p. 1016—1022.

[2] * * * *Metals Handbook, vol. 2* : Heat treatment, cleaning and finishing, Ohio, A.S.M., 1964, p. 129—145.

[3] Smolnikov E. A. şi Jdanova F. I. *Soliante vanni dlia termiceskoi obrabotki izdelii.* Spravocinik, Moscova, Maşghiz, 1963, p. 102—112.

[4] Minkevici A. N. *Himiko-termiceskaia obrabotka metallov i splavov.* Moscova, Maşinostroenie, 1965.

CZ 621 741.71.033.2 :669.71—412 :621.039.85

Folosirea izotopilor radioactivi la studiul cristalizării lingourilor din aliaje de aluminiu, turnate semicontinuu

Ing. TH. DUMITRESCU, ing. M. CABA şi fiz. VIORICA POPESCU *

Institutul de cercetări metalurgice

Procedeul de turnare semicontinuă constă din turnarea metalului lichid dintr-un cuptor de aşteptare *1* cu jgheab *2* într-un cristalizor *3* constituit dintr-o cochilie *4* cu fund mobil *5*, răcită cu apă (fig. 1). La începerea turnării, cristalizorul este închis la partea inferioară cu fundul mobil, pe care este pus un bloc din aliajul turnat.

Pe măsură ce metalul lichid din cristalizor se solidifică, se formează lingoul care se extrage în mod continuu şi cu viteză constantă, folosind un mecanism hidraulic sau mecanic *6*. În general în cristalizor ia naştere o crustă solidă, periferică, suficient de groasă, care să permită extragerea lingoului şi să reziste la presiunea hidrostatică a miezului lichid pe secţiunea transversală. Solidificarea în întreaga secţiune are loc după ieşirea lingoului din cristalizor, prin răcire cu apă, direct pe suprafaţa acestuia.

Una din principalele probleme ale acestei tehnologii este mărirea vitezei de turnare pînă la valori care să asigure o productivitate mare a instalaţiei, adică turnarea într-un timp scurt a unor mase mari de metal lichid. În literatură se prevede o viteză de circa 5—6 m/h (83—100 mm/min). În cazul turnării cu această viteză, prin cristalizor (răcire primară) se disipează circa 20% din căldura lingoului (fig. 2). Mărirea vitezei de turnare duce la creşterea adîncimii fazei lichide din lingou şi la modificarea frontului de solidificare (în aceleaşi condiţii de răcire). În acest caz lingoul are un perete exterior solidificat foarte subţire şi este necesară intensificarea răcirii secundare. O răcire secundară prea puternică dă naştere la tensiuni interne, care pot provoca fisuri.

---

* La experimentările din uzină au colaborat ing. I. Suciu şi ing. H. Kremer de la uzina „Metrom" — Braşov.

Prin urmare, în procesul turnării semicontinue este necesar a se cunoaşte adîncimea fazei

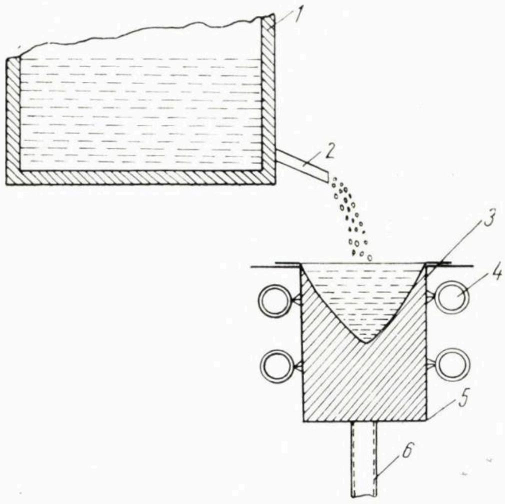


Fig. 1

lichide şi a frontului de solidificare, pentru a se putea stabili viteza de turnare optimă.

Studiul solidificării se face în general prin mai multe metode: metoda scurgerii lingotierelor, metoda cu termoelemente, metoda prin analogie. Acestea însă nu se pot aplica la studiul solidificării la turnarea semicontinuă,

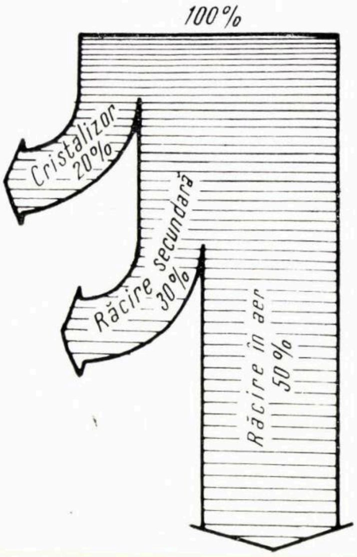


Fig. 2

deoarece cristalizorul este legat de întreg sistemul de turnare (mecanism hidraulic sau mecanic). La turnarea semicontinuă este indicată folosirea metodelor cu izotopi radioactivi.

Metoda cu indicatori radioactivi constă în introducerea unui izotop radioactiv convenabil, în faza lichidă în lingou, la terminarea turnării. Izotopul radioactiv se răspîndeşte în faza lichidă şi difuzează puţin şi în faza solidă. Prin urmare porţiunea cu fază lichidă va prezenta după solidificare o activitate mai mare ca restul lingoului, ceea ce permite determinarea adîncimii fazei lichide şi a frontului de solidificare prin metoda autoradiografică. Introducînd în faza lichidă aceeaşi cantitate de izotop radioactiv, la diferite momente de la sfîrşitul turnării, se poate determina viteza de solidificare, deoarece activitatea va creşte numai în faza lichidă care a mai rămas la momentul respectiv şi va indica grosimea crustei solide.

Metoda autoradiografică are avantajele următoare: se aplică fără întreruperea procesului tehnologic; nu reclamă amenajări speciale la instalaţia de turnare; nu necesită măsuri deosebite de protecţie contra radiaţiilor.

Pentru cercetarea autoradiografică a solidificării la turnare semicontinuă se recomandă a se utiliza metoda de contrast, care constă în introducerea izotopului radioactiv în materialul cercetat, intensitatea de radiaţie determinîndu-se pe baza densităţii de înnegrire a autoradiografiei obţinute. În acest caz se urmăreşte a se obţine o autoradiografie de contrast, care să permită studiul macrostructurii. Punerea la punct a metodei autoradiografice a necesitat: stabilirea izotopului radioactiv, calculul activităţii necesare, precizarea modului de introducere a izotopului radioactiv şi modul de executare a autoradiografiilor [1].

Izotopul radioactiv utilizat trebuie să îndeplinească mai multe condiţii, şi anume: punctul de topire să fie mai mic decît temperatura de turnare a aliajului (cca. 700°C); în stare metalică să fie miscibil cu aliajul topit, pentru a se putea dizolva, difuza şi repartiza uniform; greutatea specifică să se apropie de aceea a aliajului pentru a se produce o difuzie bună în toată faza lichidă; timpul de înjumătăţire să fie de ordinul zecilor de zile pentru a putea efectua experimentările şi a executa autoradiografiile, care necesită circa 30 zile; izotopul radioactiv să emită radiaţii beta sau gama cu energie mică (sub 0,5 MeV) pentru ca autoradiografiile să prezinte imagini clare. Pe baza acestor consideraţii s-au ales, pentru studiul solidificării lingourilor din aliaje de aluminiu, izotopii radioactivi Ca^{45} şi Sn^{113}, primul fiind folosit sub formă de prealiaj Al — Ca, activat la reactor, iar al doilea, ca staniu metalic preparat apoi ca prealiaj.

Caracteristicile acestor izotopi radioactivi se specifică în tabela 1.

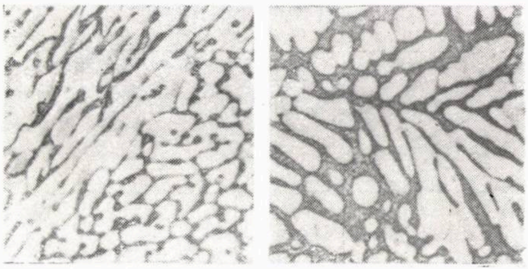
Experienţe şi rezultate

Folosirea Ca^{45} a impus elaborarea unui prealiaj de aluminiu-calciu cît mai pur. S-au elaborat două prealiaje, cu 1,54 şi 3,30% Ca, care au fost turnate sub formă de bare cilindrice cu

Tabela 1

Caracteristica izotopului radioactiv	Ca^{45}	Sn^{113}
Temperatura de topire, °C	849	231
Temperatura de fierbere, °C	1 439	2 430
Greutatea specifică, g/cm³	1,55	7,29
Radiația emisă	β^-	(K, γ)
Energia radiației, MeV	0,250	0,390
Timpul de înjumătățire, *d*	163	123

diametrul de 8 — 12 mm și activate apoi la reactor. Calitatea prealiajelor de aluminiu-calciu a fost corespunzătoare, structura lor fiind omogenă, după cum se constată în microstructurile din figura 3 (fig. 3, *a* — aliaj Al—Ca cu 1,54% Ca ; × 320 ; atac soluție 0,5% HF ; fig. 3, *b* — aliaj Al—Ca cu 3,30% Ca ; × 320 ; atac soluție 0,5% HF). Izotopii radioactivi ai elementelor componente, respectiv Al^{28} cu timp de înjumătățire 2,3 min și impuritățile, în cantități foarte mici, nu au influențat activitatea prealiajului de Al—Ca, obținînd practic un prealiaj numai cu calciu radioactiv.


a Fig. 3 *b*

Activitatea specifică a izotopului radioactiv se calculează avînd în vedere : densitatea de înnegrire deasupra voalului care se urmărește a fi obținută pe clișeu, energia radiațiilor izotopului radioactiv, sensibilitatea emulsiei și timpul de expunere. Modul de calcul pentru un izotop beta activ este următorul [2] :

— se determină numărul de germeni developabili produși de o particulă beta (n) cu relația :

$$n = \frac{E_\beta}{E_{Ag} \cdot k}, \qquad (1)$$

în care :

E_β este energia radiațiilor beta ale izotopului radioactiv folosit, eV ;

E_{Ag} — 7,6 eV — energia necesară pentru formarea unui atom de argint prin fotoliza AgBr.

Pentru Ca^{45} energia radiațiilor fiind 0,25 MeV și luînd pentru k valoarea 10, deoarece s-au folosit filme roentgen, a rezultat $n = 32 \cdot 10^2$;

— se calculează numărul de dezintegrări pe cm², necesar pentru a rezulta intensitatea de înnegrire corespunzătoare, cu formula :

$$N = \frac{n_i}{n}, \qquad (2)$$

în care :

N este numărul de dezintegrări pe cm² pentru a obține o densitate de înnegrire i ;

n_i — numărul de grăunți developabili pe cm², necesari pentru a rezulta intensitatea de înnegrire i ;

n — numărul de germeni developabili produși de o particulă beta.

La studiul macrostructurilor se recomandă, pentru obținerea unei autoradiografii de calitate bună, o densitate de înnegrire de 0,5 — — 0,6, care asigură o capacitate maximă de rezoluție [3], [4].

Luînd pentru n_i valoarea $0,5 \cdot 10^9$ s-a obținut $N = 1,5 \cdot 10^5$ dezintegrări pe cm². Din numărul de dezintegrări pe cm² și pe secundă se calculează activitatea specifică pe unitatea de volum, în cm³, astfel : se ia în considerație parcursul maxim al radiației beta în aluminiu și se calculează cîte straturi cu parcurs maxim sînt cuprinse într-un cm³. Numărul de straturi se înmulțește cu numărul de dezintegrări pe s și cm² și se află activitatea, în dezintegrări, pe s și cm³, care se transformă în mCi.

Pentru Ca^{45} cu energia de 0,25 MeV parcursul maxim în aluminiu fiind de 0,304 mm, rezultă 32 straturi pe cm³, adică o activitate de $8 \cdot 10^4$ dezintegrări/s/cm³. Greutatea specifică a aluminiului fiind de 2,75 g/cm³, s-a dedus că pentru autoradiografierea adîncimii fazei lichide și a frontului de solidificare este necesară o activitate specifică de 0,76 mCi/kg. Activitatea specifică calculată concordă cu aceea din literatură (0,7 mCi/kg) [1]. În experimentările industriale s-a utilizat o activitate specifică, și anume, 0,67 mCi Ca^{45}/kg și 0,63 mCi Sn^{113}/kg.

S-a apreciat că pentru o mai bună distribuție a izotopului radioactiv în faza lichidă este necesar ca în prealabil să se pregătească un prealiaj, în modul următor : într-o lingură de turnare de circa 1 dm³ capacitate, încălzită bine, s-a introdus izotopul radioactiv și s-a umplut cu aliaj lichid. După aceasta prealiajul topit format s-a turnat în lingotieră sau cristalizor. Încercările de laborator au arătat că acest procedeu este bun, izotopul radioactiv fiind distribuit omogen.

Pentru autoradiografierea adîncimii fazei lichide și a frontului de solidificare la turnarea semicontinuă a lingourilor din aliaj complex cu diametrul 265 mm, s-a procedat astfel : s-a oprit turnarea lingoului, s-a preparat prealiajul într-o lingură de turnare și s-a turnat în cristalizor. Fiecare izotop radioactiv a fost utilizat la cîte un lingou. După introducerea prealiajului s-au introdus în mod succesiv cîte circa 3 kg de aluminiu topit, pentru a evita fisurarea lingourilor.

Din lingourile marcate cu izotopi radioactivi s-au luat, pentru autoradiografiere, epruvete paralelipipedice prin tăiere longitudinală pe secțiunea mediană. O față a epruvetelor a fost curățată [cu acetonă și alcool] și s-a așezat deasupra un plic de hîrtie neagră, conținînd filmul. S-a utilizat film roentgen TEXO-R. Pentru micșorarea influenței radiațiilor beta difuzate se folosește o placă de plexiglas, de grosime 8–10 mm, iar pentru cele gama, una de plumb, cu grosime de 2 mm, ce se așază deasupra plicului cu film. Aceste plăci dau și posibilitatea de a realiza un contact mai bun între epruvete și film.

Timpul de expunere s-a calculat cu relația :

$$t = \frac{N}{60 \cdot I \cdot k_1 \cdot k_2 \cdot k_3}, \qquad (3)$$

unde :

N este numărul de impulsuri/cm^2 necesar pentru a obține densitatea de înnegrire dorită (0,5) ;

I — activitatea la suprafața probei, în impulsuri/min/cm^2 ;

k_1 — eficacitatea contorului (1 pentru contori beta) ;

k_2 — coeficientul de absorbție a electronilor în gelatină ;

k_3 — coeficientul relativ la uniformitatea de repartiție a radiațiilor în material.

Valoarea lui I s-a determinat pe cale experimentală prin metoda cu rețea pătrată (se împarte suprafața epruvetei în pătrate egale și se măsoară cu un contor Geiger — Müller ecranat activitatea în fiecare pătrat). În figurile 4 și 5 se dau valorile obținute prin această metodă și curbele de repartiție ale izotopului radioactiv. Pentru I s-a luat valoarea medie obținută în zona cea mai puțin activă, adică 1 214 imp/min/cm^2. Considerînd $k_2 = 0{,}03$; $k_3 = 0{,}5$; $N = 1{,}5 \cdot 10^5$ dezintegrări/cm^2, a rezultat un timp de expunere de 6 zile și 2 h, corespunzător celui experimental de 6 zile, folosit la autoradiografiere. Din autoradiografiile obținute rezultă datele din tabela 2.

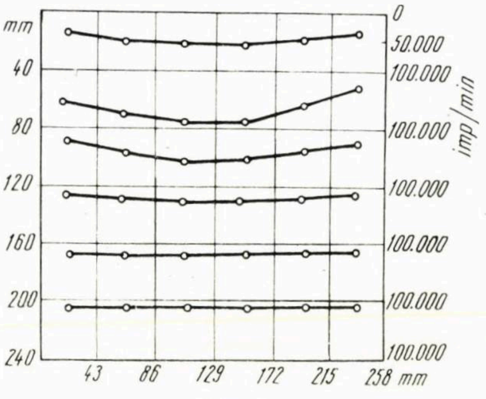


Fig. 4

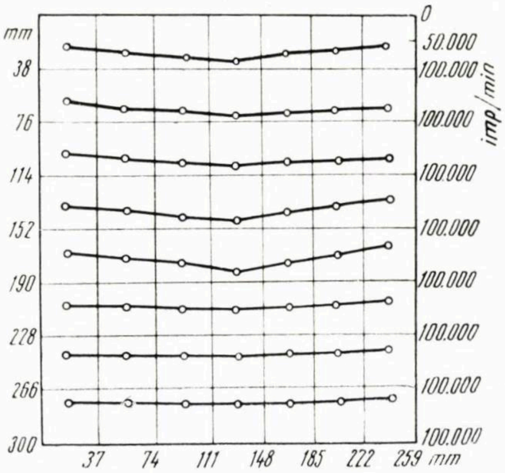


Fig. 5

Tabela 2

Nr. lingoului	Izotopul radioactiv utilizat	Viteza de turnare, mm/min	Adîncimea fazei lichide, mm	Grosimea crustei solidificate la ieșirea lingoului din cristalizor, mm
1	Ca^{45}	55	150	100–105
2	Sn^{113}	55	170	90

Figura 6 reprezintă autoradiografia frontului de solidificare în cazul utilizării izotopului radioactiv Sn^{113}.

Din examinarea datelor obținute rezultă că, la turnarea semicontinuă a lingourilor din aliaje de aluminiu complex cu diametrul de 265 mm, adîncimea fazei lichide are o valoare medie de 160 mm, iar grosimea crustei solidificate la ieșirea din cristalizor este de circa 100 mm.

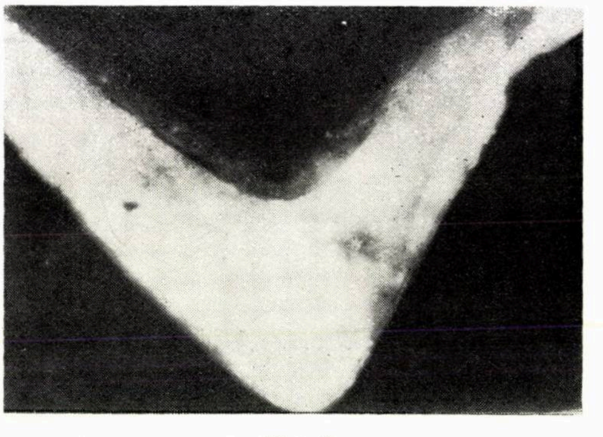


Fig. 6

Concluzii

Viteza de turnare a lingourilor de aluminiu în instalațiile existente poate fi mărită conform datelor din literatură pînă la 83—100 mm/min (5—6 m/h), întrucît la ieșirea din cristalizor crusta solidă este suficient de groasă.

Metoda autoradiografică apare ca indicată pentru studiul solidificării lingourilor de aliaj aluminiu, turnate semicontinuu. Se recomandă folosirea izotopilor radioactivi Ca^{45} sub formă de prealiaj Al—Ca sau Sn^{113} ca staniu metalic.

BIBLIOGRAFIE

[1] Dobatkin V. I. și Simakovski B. I. *Folosirea izotopilor radioactivi la studiul cristalizării aluminiului la turnarea continuă.* Liteinoe proizvodstvo, nr. 10, 1960.

[2] Driț M. E., Sviderskaia Z. A. și Cadaner E. S. *Autoradiografia în metalurgie.* Moscova, Metallurghizdat, 1961.

[3] Nicolae M. *Autoradiografia cu emulsii nucleare.* București, Editura Academiei R.S. România, 1962.

[4] Skrebțov A. M. *Izotopii radioactivi în cercetarea procesului Martin.* Moscova, Metallurghizdat, 1963.

REALIZĂRI TEHNICE

CZ 669.35'5'6'4 :669.018.24

Bronz special de antifricțiune, înlocuitor al bronzurilor superioare cu staniu

Ing. M. VIDA
Uzina constructoare de mașini — Reșița

După o serie de experiențe, care au fost efectuate într-un interval de 3—4 ani, s-a realizat un aliaj complex, denumit bronz special de antifricțiune, simbolizat cu Bz. x.a.f. din a cărui compoziție staniul, ca element deficitar, a fost complet eliminat.

În urma rezultatelor bune obținute cu acest aliaj la probele pe mașini, s-a trecut la turnarea bucșelor și a cuzineților de la roțile alergătoare ale macaralelor, a cuzineților și bucșelor de schimb pentru diverse agregate din turnătorie care lucrează în condiții atmosferice grele, precum și a bucșelor de întreținere a mașinilor-unelte din atelierele prelucrătoare.

Agregate de performanță și tehnicitate ridicate, cum sînt hidroagregatele de pe Bistrița — aval, au fost înzestrate, de asemenea, cu bucșe și cuzineți din bronz special de antifricțiune.

Aliajul a fost folosit cu rezultate bune și la turnarea unor bucșe și cuzineți utilizați la laminoarele de la Combinatul siderurgic — Reșița.

Compoziție chimică, structură și proprietăți. Compoziția chimică a aliajului este următoarea : 2,8—3,8% Si ; 3,5—6,5% Zn ; 0,5—1,5% Mn ; 4,0—8,0% Pb ; 0,3—1,0% Ni ; 0—1,0% Fe ; rest Cu. Conținutul impurităților este : max. 0,05% As ; max. 0,20% Sb ; max. 0,60% Al și max. 0,10% P.

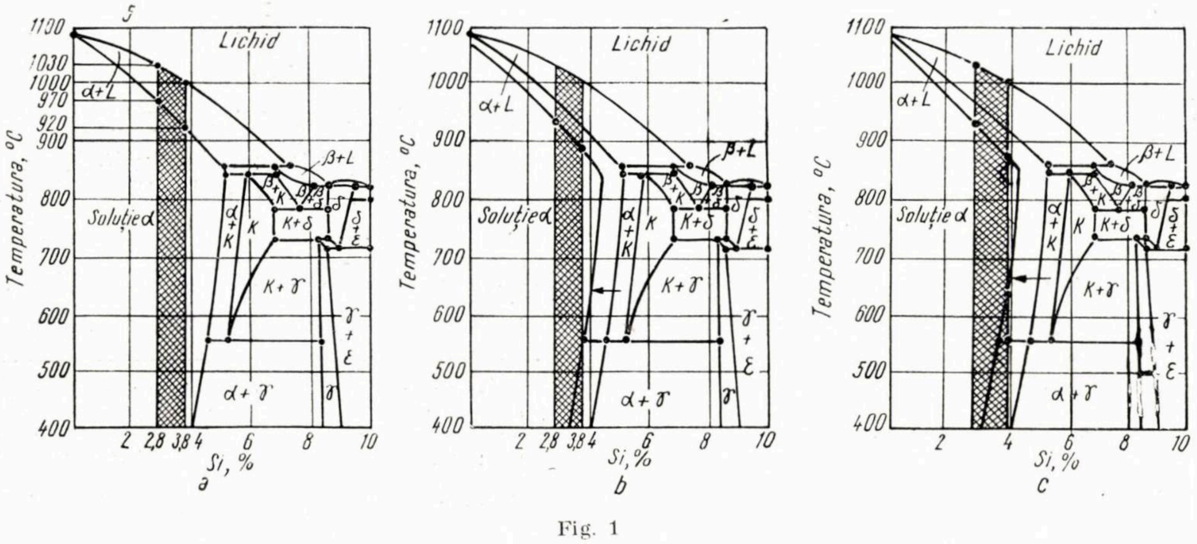


Fig. 1

Aliajele cupru-siliciu, care conțin 2,8—3,8% Si, au temperatura de început de solidificare cuprinsă între 1 000 și 1 030°C, temperatura de sfîrșit de solidificare, între 920 și 970°C, iar intervalul de cristalizare, între 60 și 80°C (fig. 1, *a*).

În cazul unui conținut de siliciu corespunzător limitei superioare a domeniului de folosință (cca. 3,8 % Si) apare în componența aliajului compusul complex γ (fig. 1, *a*). Compusul γ reduce coeficientul de frecare al aliajului, avînd un efect de îmbunătățire a proprietăților de antifricțiune.

a *b* *c*

Fig. 2

Cantitatea de compus γ se poate mări prin aliere cu zinc. În figura 1, *a* este reprezentată diagrama de echilibru a sistemului de aliaje Cu—Si, iar în figura 2, *a*, structura aliajului binar cupru-siliciu (compoziția chimică : 95,50 % Cu ; 3,23 % Si ; 0,82 % Fe ; 0,16 % P ; 0,20 % Al ; caracteristici mecanice : $\sigma_r = 35$ kgf/mm^2 ; $\delta_5 = 22\,\%$; HB = 100 kgf/mm^2.

În figura 1, *b* este reprezentată diagrama de echilibru Cu—Si pentru 3,5 % Zn, iar în figura 1, *c*, pentru 6,5 % Zn ; în figura 2, *b* este prezentată structura aliajului ternar Cu—Si—Zn (compoziția chimică : 89,62 % Cu ; 3,24 % Si ; 5,96 % Zn ; 0,61 % Fe ; 0,31 % Al ; caracteristici mecanice : $\sigma_r = 24$ kgf/mm^2 ; $\delta_5 = 9\,\%$; HB =100 kgf/mm^2).

În tabela 1 sînt arătați constituenții structurali care pot să apară în cazul sistemului de aliaje Cu—Si—Zn (cu 2,8—3,8 % Si și 3,5—6,5 % Zn).

Plumbul intră în compoziția aliajului în proporție de 4—8 % și îmbunătățește considerabil proprietățile de antifricțiune ale aliajului.

În figura 3 este reprezentată diagrama de echilibru a sistemului de aliaje Cu—Pb, iar în figura 2, *c*, structura aliajului cuaternar Cu—Si—Zn—Pb (compoziția chimică : 83,68 %Cu ; 2,95 % Si ; 4,93 % Zn ; 7,18 % Pb ; 0,69 %Fe ; 0,25 % P ; 0,25 % Al ; caracteristici mecanice : $\sigma_r = 24$ kgf/mm^2 ; $\delta_5 = 9\,\%$; HB = 92,6 kgf/mm^2).

Compoziția chimică a bronzului special de antifricțiune a fost în așa fel aleasă, încît prin structura obținută să se realizeze caracteristici mecanice cît mai apropiate de cele ale bronzului superior cu staniu Bz14T.

În tabela 2 sînt redate caracteristicile mecanice ale bronzului special de antifricțiune, comparativ cu cele ale bronzului cu staniu, marca Bz14T.

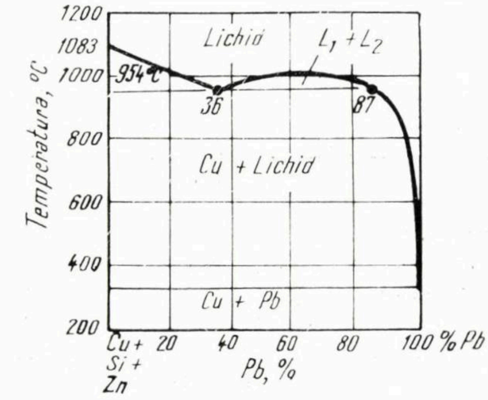


Fig. 3

Bronzul special de antifricțiune Bz.x.a.f. se folosește ca înlocuitor al bronzului cu staniu, Bz14T, adică la diverse elemente supuse la uzură și lagăre pentru mașini-unelte. Bronzul cu staniu marca Bz14T, datorită unei alungiri

Tabela 1

Compoziția chimică, %			Structura metalografică	Proprietăți
Cu	Si	Zn		
Rest	2,8—3,0	~3,5	soluție solidă $\alpha_{Cu-Si-Zn}$	rezistență la rupere bună, plasticitate bună, proprietăți de antifricțiune satisfăcătoare
Rest	3,0—3,8	~3,5	soluție solidă $\alpha_{Cu-Si-Zn}$ + + compus electronic complex $\gamma_{Cu-Si-Zn}$	rezistență la rupere bună, plasticitate satisfăcătoare, proprietăți de antifricțiune bune
Rest	2,8—3,6	~6,5	soluție solidă $\alpha_{Cu-Si-Zn}$ + + compus electronic complex $\gamma_{Cu-Si-Zn}$	rezistență la rupere bună, plasticitate satisfăcătoare, proprietăți de antifricțiune bune
Rest	3,6—3,8	~6,5	soluție solidă $\alpha_{Cu-Si-Zn}$ + + eutectoid ($\alpha_{Cu-Si-Zn}$ + + $\gamma_{Cu-Si-Zn}$)	rezistență la rupere satisfăcătoare, plasticitate mică, proprietăți de antifricțiune foarte bune

Tabela 2

Caracteristici	Bz14T	Bz.x.a.f.
Rezistența la rupere σ_r, kgf/mm^2	min. 20	min. 20
Alungirea relativă δ_5, %	min. 2	min. 2
Duritatea Brinell HB 10/500/30, kgf/mm^2	min. 85	min. 70

mici, se folosește exclusiv pentru piese de uzură, fără solicitări la șocuri.

Evident că și bronzul înlocuitor fără staniu, avînd proprietăți aproape identice, se va folosi numai pentru piese supuse la frecare, fără șocuri puternice.

În cazul unor piese la care proprietățile de rezistență, alungire și reziliență sînt hotărîtoare (piulițe de presiune, coroane dințate, roți melcate, roți de fricțiune) față de proprietățile de antifricțiune, se recomandă folosirea bronzurilor cu aluminiu sau a alamelor speciale.

Aceste aliaje însă nu se recomandă a fi folosite ca bucșe și lagăre din cauza proprietăților slabe de antifricțiune, care scad considerabil randamentul mașinii.

Proprietățile de antifricțiune ale aliajului sînt determinate de structura finală formată din: soluție solidă $\alpha_{Cu-Si-Zn}$ (eventual Ni, Mn și Fe) ca masă de bază, cu proprietăți de rezistență și alungire foarte bune; compus complex $\gamma_{Cu-Si-Zn}$, component dur, în proeminență, cu coeficient de frecare mic, care asigură aliajului proprietăți superioare de antifricțiune. În cazul cînd elementele siliciu și zinc se găsesc spre limita superioară, compusul complex γ este inclus în componența eutectoidului format din soluție solidă $\alpha_{Cu-Si-Zn}$ și compus γ; plumb pur, separat interdendritic, cu rol de component moale, care asigură un contact optim între fus și cuzinet, precum și difuzarea rapidă a căldurii formate în timpul funcționării prin frecare.

Raportul existent între constituenții componenți ai structurii aliajului determină, in mod final, ansamblul de proprietăți mecanice și de antifricțiune a aliajului.

În figura 4 este prezentată microstructura aliajului Bz.x.a.f. (compoziția chimică: 81,74% Cu; 3,34% Si; 5,60 % Zn; 6,51%Pb; 0,63% Mn; 0,80% Ni; 0,77% Fe; 0,60% Al; caracteristici mecanice: σ_r = 24 kgf/mm^2; δ_5 = = 2,6%; HB = 74,1 kgf/mm^2), la mărirea de × 100.

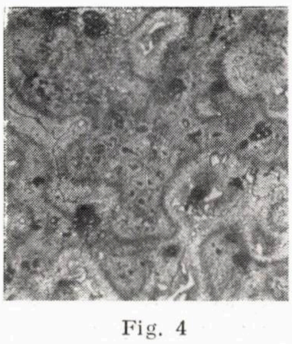


Fig. 4

Elaborarea aliajului. Avînd în vedere că bronzul special de antifricțiune are o compoziție chimică complexă, conținînd nu mai puțin de șapte elemente de aliere, durata elaborării aliajului este relativ lungă, fapt ce impune o menținere mai îndelungată a metalului topit în cuptor. Cantitatea de gaze absorbite în timpul procesului de aliere este direct proporțională cu durata menținerii lichidului în cuptor, fapt ce duce la obținerea unui material gazat care, turnat în forme, va da naștere unor piese defecte, cu sufluri.

Pentru a elimina această deficiență, la turnarea pieselor se folosește un prealiaj cu compoziția chimică determinată care se elaborează în prealabil. Prin folosirea prealiajului, se obține un material omogen, compact și fără gaze.

Prealiajul nu mai conține gaze, deoarece acestea au fost eliminate în timpul solidificării, în lingotierele în care s-a turnat prealiajul.

Prealiajul are o temperatură scăzută de topire, de 950—1 000°C, fapt care asigură o topire ușoară și rapidă.

În acest fel, topirea aliajului în vederea turnării în piese decurge rapid, cantitatea de gaze dizolvate în aliaj este minimă, asigurîndu-se obținerea unor piese compacte și fără defecte.

Se disting deci două faze importante la obținerea pieselor din bronz special de antifricțiune, și anume: elaborarea prealiajului și topirea în vederea turnării în piese.

Elaborarea prealiajului se face în baza rețetei de încărcare. În general, elementele de aliere ale prealiajului se calculează la următoarele valori: Si = 3,4%; Zn = 5,0%; Mn = 0,8%; Pb = 6%; Ni = 0,5%; Fe = 0,8%.

La elaborarea aliajului se folosește cuprul electrolitic sau cuprul vechi retopit, cu minimum 98% Cu.

Se recomandă folosirea cuprului retopit, deoarece este mai ieftin. Apoi se folosesc: ferosiliciu cu 75 sau 90% Si; zinc tehnic, marca Zn R1 sau Zn R2; prealiaj Cu—Ni, cu circa 30% Ni; prealiaj Cu — Mn, cu circa 20% Mn; plumb tehnic; cupru fosforos, 0,6% din greutatea încărcăturii; mangal uscat, 1% din greutatea încărcăturii.

Prealiajul se elaborează în creuzetul de grafit încălzit la roșu (850—900°C). Se încarcă la început cantitatea prevăzută de cupru, împreună cu prealiajele de cupru-nichel și cupru-mangan, elaborate în prealabil și cu compoziția chimică determinată. În general, prealiajul cupru-nichel se elaborează la un conținut de 30% Ni, iar prealiajul cupru-mangan, la un conținut de 20% Mn.

Încărcătura este protejată împotriva oxidării prin acoperire cu un strat de mangal, uscat în prealabil la temperatura de circa 200—300°C.

Cantitativ, mangalul se cifrează la circa 1% din greutatea încărcăturii și se folosește în bucăți de 10—20 mm.

După efectuarea operației de încărcare și acoperire se intensifică focul, cu scopul de a topi cît mai repede cuprul. După ce cuprul a fost în întregime topit și încălzit la temperatura de 1 150°C, se face dezoxidarea cu cupru fosforos, avînd un conținut de 9–13 % fosfor. Cantitatea de cupru fosforos va fi de 0,6 % din greutatea șarjei. După introducerea cuprului fosforos, baia metalică se amestecă bine și apoi se menține 3–5 min în cuptor. După această operațiune se îndepărtează zgura și se trece la aliere.

Alierea cu siliciu se face prin încărcarea ferosiliciului preîncălzit la 400°C, sub formă de bucăți de 25–35 mm, agitînd din cînd în cînd energic baia metalică, pentru accelerarea dizolvării ferosiliciului. Această operație este foarte importantă deoarece siliciul, fiind mai ușor, plutește pe suprafața băii metalice și se dizolvă greu în baia metalică.

După efectuarea operației de aliere cu siliciu, se încarcă maselotele și rețelele de alimentare detașate de la piesele care au fost turnate anterior.

Plumbul pentru aliere este preîncălzit în prealabil la 120–150°C și se introduce în baia metalică, sub formă de blocuri, amestecîndu-se intens, la fundul băii.

După încărcarea plumbului, focul se intensifică și baia metalică se încălzește puternic, pînă la temperatura de 1 200–1 250°C. În scopul omogenizării plumbului, baia metalică se amestecă intens timp de 3–5 min, la temperatura de 1 200–1 250°C. Această operație este deosebit de importantă și se execută numai după ce hota de absorbție a vaporilor de plumb a fost pusă în funcțiune.

Înainte de a efectua operația de aliere cu zinc se oprește focul și apoi se încarcă zincul, preîncălzit în prealabil la temperatura de 120–150°C. Se amestecă baia metalică și se pregătește aliajul pentru deșarjare.

Înainte de turnare, se îndepărtează zgura și se amestecă intens aliajul în cuptor în vederea omogenizării compoziției.

Evacuarea aliajului din cuptor se execută la 1 200–1 250°C și materialul se toarnă în lingotiere de fontă preîncălzite și vopsite cu grafit. Lingourile se marchează cu numărul șarjei și proba care a fost turnată separat se trimite pentru efectuarea analizei chimice.

Prealiajele astfel obținute se păstrează pe șarje în magazia secției, de unde se eliberează în baza rețetei de încărcare întocmite pentru turnarea pieselor.

Turnarea. La turnarea bronzului, cochiliile confecționate din fontă sau din cupru se încălzesc la temperatura de 150–250°C, iar suprafețele lor se afumă cu negru de fum sau se ung cu un strat foarte subțire de ulei de in.

Prealiajul se încarcă în creuzetul de grafit, încălzit pînă la roșu (850–900°C), se acoperă cu un strat de mangal uscat, de circa 50 mm grosime, și se intensifică focul, în scopul unei topiri cît mai rapide.

Dezoxidarea aliajului se face cu 0,3 % Cu fosforos din greutatea încărcăturii, în momentul în care aliajul a atins temperatura de 1 120–1 150°C.

După introducerea cuprului fosforos, baia metalică se amestecă bine și apoi se menține 3 – 5 min în cuptor. După această operație, se îndepărtează zgura și se deșarjează în oala de turnare, unde se mai face o dezoxidare suplimentară cu 0,3 % Cu fosforos, împărțit în cantități egale pentru fiecare oală de turnare.

Turnarea pieselor în cochilii se face într-un interval de temperaturi cuprins între 980 și 1 080°C, după ce aliajul a fost continuu amestecat și apoi curățat de zgură.

În timpul turnării jetul trebuie să fie continuu, curgerea în cavitatea cochiliei cît mai liniștită, evitîndu-se pe cît posibil formarea stropilor reci.

Probele pentru încercări mecanice se toarnă la jumătatea șarjei, în cochilii pregătite în aceleași condiții cu cochiliile pentru turnarea pieselor.

Proba chimică se ia înaintea deșarjării din cuptor cu ajutorul unei linguri de luat probe.

Piesele obținute în cochilii au un aspect frumos, o structură fină și omogenă și valori ale încercărilor mecanice bune. Proprietățile de antifricțiune ale acestor piese sînt foarte bune, tocmai datorită omogenității structurii, fineței compusului electronic complex γ și a plumbului interdendritic.

În cazul turnării pieselor în forme pe bază de silicat de sodiu întărite cu CO_2, turnarea se execută la temperatura de 960 – 1 030°C, după ce în prealabil se omogenizează materialul prin amestecare intensă și se curăță suprafața băii metalice de urme de zgură.

Epruvetele pentru încercări mecanice se toarnă cu cea mai mare grijă, în aceleași condiții cu piesele.

Se impune folosirea amestecului de formare pe bază de silicat de sodiu întărit cu CO_2, deoarece în cazul folosirii altor amestecuri de formare, pe bază de alți lianți (argilă, bentonită, lianți organici) aliajul intră în reacție chimică cu liantul, formînd aderențe chimice pătrunse, inadmisibile unor piese turnate.

Pentru confecționarea formelor se întrebuințează un amestec de formare compus din: nisip de Văleni — 97 %; argilă refractară — 3 %; silicat de sodiu — 7 % față de amestecul nisip — argilă.

Întărirea se execută prin suflare cu CO_2, timp de circa 1 min. După întărire, formele se usucă în camera de uscare circa 8 h, după regimul de uscare a formelor din nisipuri naturale.

Turnarea se execută în forme calde, la circa 150°C, la o temperatură a bronzului cuprinsă între 960 și 1 030°C.

În cazul pieselor turnate în forme întărite cu CO_2 structura nu este așa de omogenă și de fină ca în cazul turnării în cochilii. Se observă, în acest caz, o mărire a cristalelor de soluție $\alpha_{Cu-Si-Zn}$, a cristalelor de compus electronic $\gamma_{Cu-Si-Zn}$, precum și a cristalelor interdendritice de plumb. Ansamblul de proprietăți ale aliajului în acest caz este inferior celui turnat în cochilii, însă rezultatele obținute în exploatare sînt bune. Numai în cazul cînd aliajul este turnat la temperatură prea ridicată în formă se obține o structură grosolană, care nu asigură nici proprietăți de antifricțiune nici proprietăți mecanice.

În aceste cazuri piesele se rebutează, deoarece rezistența lor scade sub 20 kgf/mm², iar alungirea, sub 2%, și au o structură necorespunzătoare, cu plumb concentrat în cristale mari (coagulat în timpul solidificării), cu un compus γ grosolan, care zgîrie fusul arborelui în timpul funcționării.

În cazul respectării procesului tehnologic de elaborare a tehnologiei de formare și uscare și a temperaturii de turnare, se obțin piese sănătoase, omogene, cu o structură care asigură ansamblul de proprietăți ce se impun aliajului. În aceste cazuri, epruvetele pentru încercările mecanice turnate separat, dar în condiții identice cu piesele, au dat rezultate bune, valorile caracteristicilor mecanice situîndu-se în următoarele limite: rezistența la tracțiune = 20 — 24 kgf/mm²; alungirea relativă = 2 — 4%; duritatea HB = 500/30/10 = 70 — 90 kgf/mm².

CZ 621 79.025 :669.587 :625.282—843.6

Decaparea inelelor de siguranță

Ing. S. ȘONTEA și ing. N. SIMONETTI
Uzinele „Electroputere” – Craiova

Inelele de siguranță se execută din oțel arc nealiat, după STAS 795—62. Uneori se folosesc cu suprafața neprotejată însă de cele mai multe ori prezintă suprafața acoperită prin ungere, fosfatare, vopsire, galvanizare etc. Acoperirea suprafeței acestora constituie o necesitate obiectivă, ținînd seamă de faptul că în cele mai frecvente cazuri ansamblurile sau mașinile la care sînt folosite lucrează în condiții atmosferice diferite. Inelele de siguranță folosite la uzinele „Electroputere” pentru aparatajul electric L.D.E. sînt protejate.

Dificultățile procesului de acoperire sînt legate, pe de o parte, de aderența slabă a metalelor de acoperire pe oțeluri bogate în carbon și, pe de altă parte, de pericolul hidrogenării materialului în timpul operațiilor de galvanizare [1]. Experimentările efectuate s-au axat pe găsirea unor metode de lucru care să elimine hidrogenarea în timpul galvanizării.

Pentru aceasta s-au studiat mai multe variante tehnologice. Prima variantă a avut următoarea tehnologie: decapare înainte de acoperire în acid clorhidric de concentrație 10—20%; acoperire prin galvanizare cu zinc sau cadmiu; dehidrogenare la 300°C timp de 4 h.

În urma acestei tehnologii s-a constatat o înrăutățire aproape totală a calității inelelor de siguranță, mai ales după decapare cînd s-a înregistrat o creștere a durității, cu circa 100 kgf/mm² (unități Vickers). Multe din inelele decapate prezintă fisuri. Fisurile sînt dispuse perpendicular pe direcția laminării și situate în interiorul secțiunii, după cum se arată în figura 1 (×120).

Lățimea fisurilor este mare, în cazul de față fiind aproximativ de 0,3 mm. Din fisura principală pornesc alte fisuri în direcție perpendiculară. După contur acestea au aspectul unor distrugeri la cald.

Același lucru s-a constatat la inelele de siguranță galvanizate. S-a constatat că majoritatea fisurilor apar în centrul secțiunii, la distanța de circa 0,5 mm de margine (grosimea inelelor folosite fiind 2—4 mm). Conturul acestor defecte este neregulat, după cum se observă din figura 2 (×120).

Tratamentul de dehidrogenare reduce duritatea fără s-o readucă la starea inițială, însă bineînțeles nu elimină fisurile care au apărut înainte de galvanizare (în timpul decapării).

În cadrul acestei tehnologii inelele care nu prezintă fisuri vizibile înainte de folosire au fisurat în timpul strîngerii de montaj sau după montaj.

Față de această situație s-au experimentat încă două tehnologii de decapare: decaparea în acid clorhidric, de concentraţie 10—20 % însă cu adaos de inhibitori 0,1 %, şi decapare în acid sulfuric de concentraţie 20 %.

Rolul inhibitorului de hidrogenare este destul de complex, acesta funcţionînd în general ca un coloid protector care permite dizolvarea de către acidul clorhidric a oxizilor (dizolvare care are loc fără degajare de hidrogen) şi se opune într-o măsură mai mare sau mai mică corodării metalului (reacţie care are loc cu degajare de hidrogen).

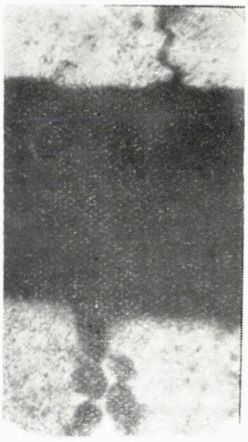


Fig. 1

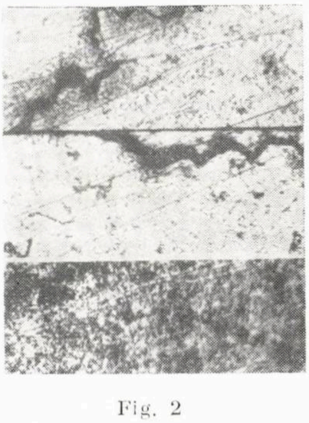


Fig. 2

În ceea ce priveşte acidul sulfuric, acesta are o comportare cu totul aparte ca agent de decapare. Acidul sulfuric dizolvă mai uşor oxizii metalului. Chiar în cazul în care are loc o dizolvare a metalului, majoritatea hidrogenului degajat reacţionează cu acidul, descompunîndu-l în bioxid de sulf şi apă, şi numai o cantitate mică rămîne disponibilă pentru a difuza în metal.

Aceste procese sînt favorizate de ridicarea temperaturii acidului la 80°C.

În urma aplicării acestor tehnologii s-au constatat următoarele :

— duritatea creşte în urma procesului de decapare cu circa 30 kgf/mm^2 (Vickers), iar după dehidrogenare se revine aproape la duritatea iniţială ;

— probele nu mai prezintă fisuri, suportînd uşor strîngerea la montaj ;

— calitatea suprafeţei este corespunzătoare, însă mai bună se prezintă la decaparea cu acid clorhidric în comparaţie cu acidul sulfuric.

Aceste considerente au făcut să se treacă la decaparea inelelor de siguranţă în acid clorhidric 10—20 % cu inhibitori, pentru a preîntîmpina fisurarea acestora.

BIBLIOGRAFIE

[1] Schumann H. *Metalurgie fizică.* Bucureşti, Editura tehnică, 1962.

ACTUALITĂŢI ŞI DISCUŢII

CZ 621.771.2—434.5

Laminarea profilelor economice

Ing. F. NIŢULESCU
Ministerul Industriei Metalurgice

În toate ţările cu industrie dezvoltată s-a pus problema laminării şi utilizării unor profile mai economice decît cele normale obişnuite, în scopul economisirii de metal şi al reducerii greutăţii maşinilor şi construcţiilor metalice.

Profilele economice laminate la cald se pot grupa în următoarele categorii : profile uşoare I, U şi corniere ; profile cu tălpile late H ; profile speciale utilizate în construcţii de maşini, în special la maşinile agricole, tractoare, locomotive Diesel, vagoane şi maşini auto ; profile utilizate în construcţiile din beton armat (oţel beton periodic şi torsionat).

Dintre profilele economice laminate la cald, o importanţă deosebită pentru economia naţională o prezintă profilele U şi I uşoare, care aduc o mare contribuţie la economia de metal.

Aceste profile U şi I economice au o repartizare mai raţională a metalului în elementele componente ale secţiunii profilului, ceea ce duce la un raport mai favorabil între modulul de rezistenţă şi secţiunea profilului.

Economicitatea profilului poate fi caracterizată prin modulul specific de rezistenţă denumit şi coeficientul lui Lojkin [1] :

$$\omega = \frac{W_x}{\sqrt{A^3}}.$$

Reducerea grosimii inimilor la profilele I variază între 10 şi 30 %, iar la profilele U, între 4 şi 28 %.

Reducerea tălpilor la profilele I variază de la 5,5 la 30 % şi la profilele U între 7,5 şi 25 %.

Economia de metal ce se obține prin introducerea profilelor economice ușoare în locul profilelor normale este în medie de 13,5% pentru profilele I și de 10,5% pentru profilele U.

Din diagramele din figurile 1, *a* și *b* se vede comparativ variația modulului specific de rezistență *W* pentru profilele economice și profilele normale.

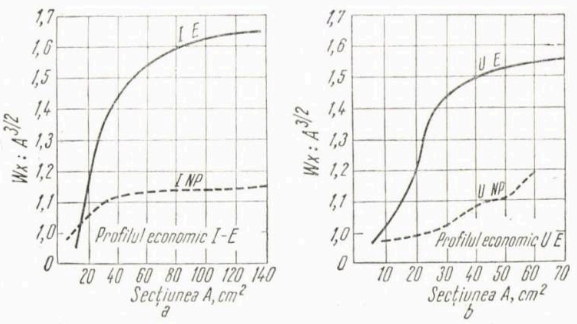


Fig. 1

Dificultățile cele mai importante care apar la laminarea profilelor I și U economice de tip ușor, față de profilele normale, sînt următoarele [2]: temperatura de sfîrșit de laminare este cu 50—100°C mai redusă; uzura calibrelor la diferite caje este de 1,5—2,5 ori mai mare; coeficienții de reducere la laminare sînt mai mari; consumul specific de energie electrică este cu 21—33% mai ridicat; productivitatea liniei de laminare este mai scăzută cu 22—35% în perioada de asimilare și cu 5—15% după însușirea completă a fabricației; consumul de blumuri pe tona de laminate este cu 32—85 kg/t mai mare; există tensiuni interne remanente de la laminare și răcire după laminarea profilelor; rebuturile din laminare sînt mai mari; prețul de cost pe tona de laminate este cu 10—24% mai ridicat, iar pe metrul liniar, cu circa 2,6%.

După punerea la punct a tehnologiei de laminare, prețul de cost poate crește numai cu 3—8% pe tona de laminate, iar pe metrul liniar poate scădea cu 9—21% sub prețul de cost al profilelor normale.

Pentru reducerea în parte a acestor dificultăți de laminare sînt necesare unele măsuri tehnice care trebuie luate la laminarea profilelor economice, pentru ca creșterea prețului de cost la laminare să nu depășească valoarea economiei obținute la utilizarea în construcții a profilelor economice.

Mărirea temperaturii de laminare. Pentru profilele I și U, calculul scăderii temperaturii se face cu următoarele relații [3]:

Pentru inima profilului

$$t_i = \frac{t - 400}{16} \times \frac{\tau}{d \cdot n_i}.$$

Pentru tălpile profilului

$$t_t = \frac{t - 400}{16} \times \frac{\tau}{n_t},$$

unde : t este temperatura de laminare, °C;
τ — timpul de laminare efectiv, s;
d — grosimea inimii, mm;
t_t — grosimea tălpilor, mm;
n_i și n_t — coeficienții de corecție.

Valorile coeficienților de corecție în funcție de masă pe metru liniar al profilului sînt prezentate în tabela 1.

Tabela 1

g, kg/m	14—16,9	17—24,9	17—39,9	25—49,9	40—105	50—105
n_i	1,00	—	1,125	—	1,25	—
n_t	0,75	0,80	—	1,00	—	1,30

Variațiile temperaturilor de laminare la profilele economice în comparație cu profilele normale sînt date în figura 2, unde: *1* este temperatura tălpilor la profil UNP; *2* — temperatura inimii la profilul UNP; *3* — temperatura tălpilor la profilul UE; *4* — temperatura inimii la profilul UE.

Din diagramele din figura 3, *a* și *b* se constată că scăderea temperaturii la laminarea profilelor economice variază în funcție de mărimea și forma profilului, de temperatura inițială a semifabricatului, de numărul trecerilor, de mărimea coeficienților de reducere, de repartizarea trecerilor pe caje și trenuri de laminare și de viteza de laminare.

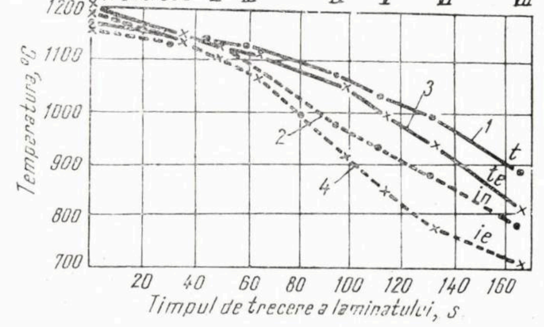


Fig. 2

Pentru a asigura o temperatură finală de laminare de minimum 850°C, la laminarea profilelor economice este necesar a se lua următoarele măsuri:

— Temperatura blumurilor trebuie să fie de minimum 1 200°C față de minimum 1 130°C cît se admite la laminarea profilelor normale. În acest caz procentul de pierderi prin ardere va crește la încălzirea blumurilor în cuptoarele cu propulsie. Deci, pentru laminarea profilelor economice nu se pot utiliza blumuri calde direct de la bluming;

— Să se mărească vitezele de laminare la maximum posibil admis de motoarele electrice de acționare;

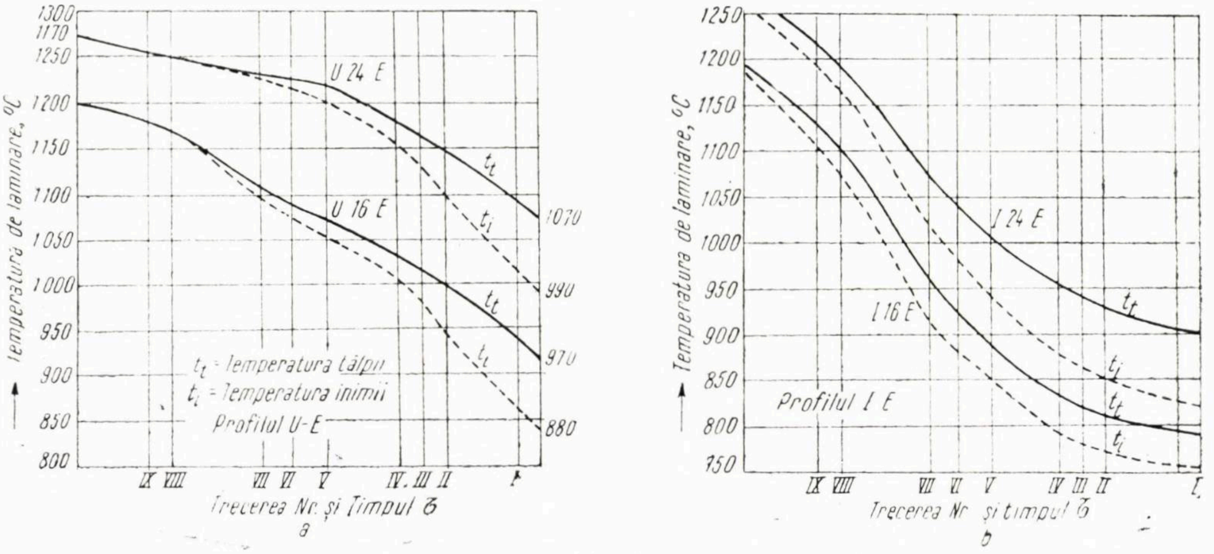


Fig. 3

— Timpii pauză între treceri să fie reduși prin mărirea vitezelor transportoarelor, cu role și laterale, precum și a dispozitivelor de răsturnare. În acest sens, manevranții cajelor trebuie să lucreze cu o atenție deosebită pentru a scurta acești timpi.

Reducerea uzurii cilindrilor. Scăderea mai intensă a temperaturii oțelului la laminarea profilelor economice, utilizarea unor coeficienți mai mari de reducere și deplasările mai accentuate de material, care au loc dintr-o parte în alta a profilului în timpul laminării, duc la micșorarea durabilității cilindrilor, la reducerea cu circa 15% a timpului efectiv de laminare prin schimbări mai dese ale cilindrilor și la deplasarea laminării înspre toleranțe pozitive. Uzura rapidă a cilindrilor poate fi redusă prin îmbunătățirea calității cilindrilor (fontă aliată cu grafit nodular, oțel aliat, încărcare cu sudură sub flux), îmbunătățirea calibrării (metoda cu tălpile înclinate și inima îndoită), utilizarea, la profilul IE, a unei caje finisoare universale [5], [6].

Alegerea coeficienților de reducere. Coeficienții cei mai importanți care stau la baza construirii calibrelor profilelor economice U și I sînt următorii:

— Reducerea absolută a inimii profilului $d = d_n - d_{n-1}$;

— Coeficientul de reducere a inimii profilului $\mu = \frac{d_n}{d_{n-1}}$;

— Coeficientul de alungire sau de reducere a secțiunii inimii profilului $K_i = \frac{S_{in}}{S_{in-i}}$;

— Reducerea absolută a înălțimii tălpii profilului $= \pm\ \Delta h = h_n - h_{n-i}$;

— Reducerea sau lățirea absolută a grosimii vîrfului tălpii profilului $= \pm\ \Delta a = a_n - a_{n-i}$;

— Reducerea sau lățirea absolută a grosimii bazei tălpii profilului $= \pm\ \Delta b = b_n - b_{n-i}$;

— Coeficientul de reducere a grosimii vîrfului tălpii profilului $\lambda a = \frac{a_n}{a_{n-i}}$;

— Coeficientul de reducere a grosimii vîrfului tălpii profilului $\lambda b = \frac{b_n}{b_{n-i}}$;

— Coeficientul de lungire sau de reducere a secțiunii tălpii $K_t = \frac{S_{tn}}{S_{tn-i}}$;

— Coeficientul de lungire sau de reducere a secțiunii întregului profil $K = \frac{S_n}{S_{n-i}}$;

— Lățirea absolută a inimii profilului $\Delta B = B_n - B_{n-i}$;

— Coeficientul de lățire a inimii profilului $C_i = \frac{\Delta B}{\Delta d}$;

— Coeficientul de reducere (refulare), lățire sau contragere a înălțimii tălpii profilului $C_t = \pm \frac{\Delta h}{\Delta t} = \pm \frac{2\Delta h}{\Delta a + \Delta b}$;

— Coeficientul mediu de alungire sau reducere a secțiunii întregului profil $K_m = \frac{S_n}{S_0}$.

Pentru tălpile deschise se va mai adăuga indicele *d*, iar pentru tălpile închise, indicele *i*, la fiecare notare.

Valorile coeficienţilor de reducere pentru profilele U economice sînt reprezentate în diagramele din figurile 4, 5 şi 6.

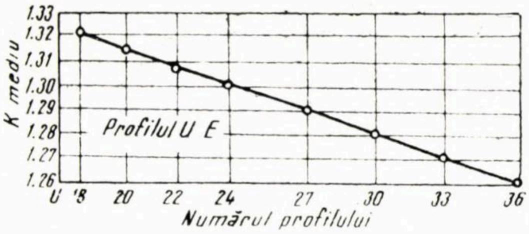


Fig. 4

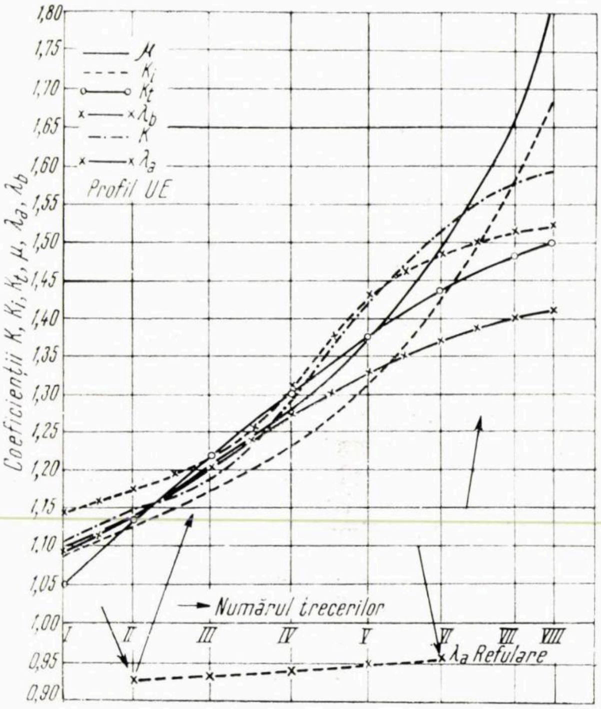


Fig. 5

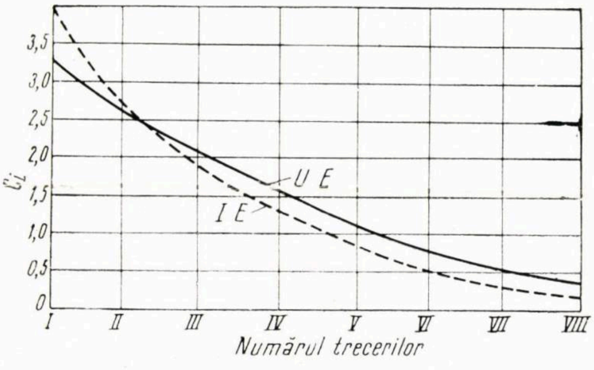


Fig. 6

Valorile coeficienţilor de reducere pentru profilele I economice sînt reprezentate în diagramele din figurile 7, 8, 9 şi 10 (fig.7 ; coeficienţii de reducere a grosimii bazei ; fig. 8 : coeficienţii de reducere a grosimii vîrfului tălpilor ; fig. 9 : coeficienţii de reducere a secţiunii tălpilor ; fig. 10 : coeficienţii de reducere *M*, K_i şi *K*).

Pentru punerea la punct a calibrajului profilelor U şi I economice se foloseşte foarte mult

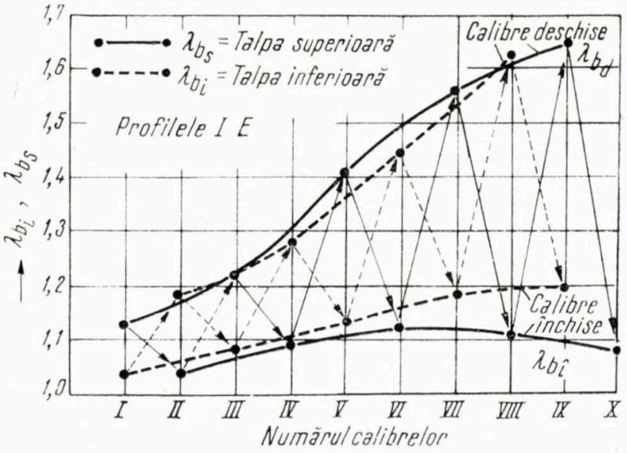


Fig. 7

această metodă grafică de stabilire a coeficienţilor de reducere a grosimilor şi secţiunilor părţilor componente ale profilului pentru fiecare trecere. Pe baza coeficienţilor de reducere stabiliţi se poate trece la calculul determinării dimensiunilor calibrelor, pornind după metode cunoscute de la ultimul calibru finisor spre calibrele de spintecare [4].

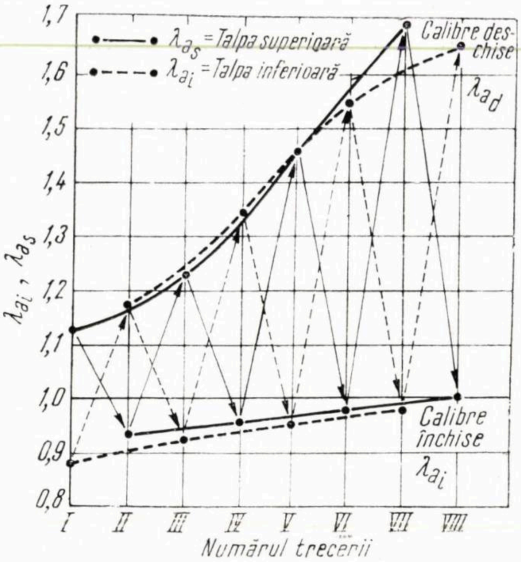


Fig. 8

Consumul de energie electrică. Micşorarea grosimii inimii şi a tălpilor, micşorarea înclinaţiei suprafeţelor interioare ale tălpilor, modificarea razelor de racordare și mărirea într-o anumită măsură a lățimii la profilele economice în comparație cu profilele normale au dus la o creștere sensibilă a presiunilor specifice pe cilindri, a consumurilor totale de energie electrică pentru deformarea metalului la laminare și a

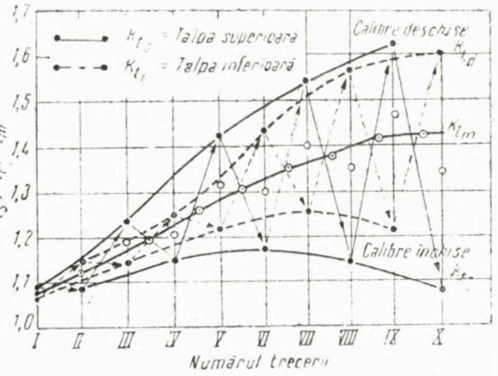


Fig. 9

solicitărilor preluate de motoarele electrice de acționare prin mecanismele de transmisie. Toate acestea au limitat posibilitatea măririi vitezei de laminare cu laminoarele existente, din care cauză s-au redus temperaturile finale de laminare.

În consecință, este necesar ca, înainte de a introduce în programul de laminare al liniilor existente un profil U sau I economic, să se verifice prin calcul care va fi solicitarea motoa-

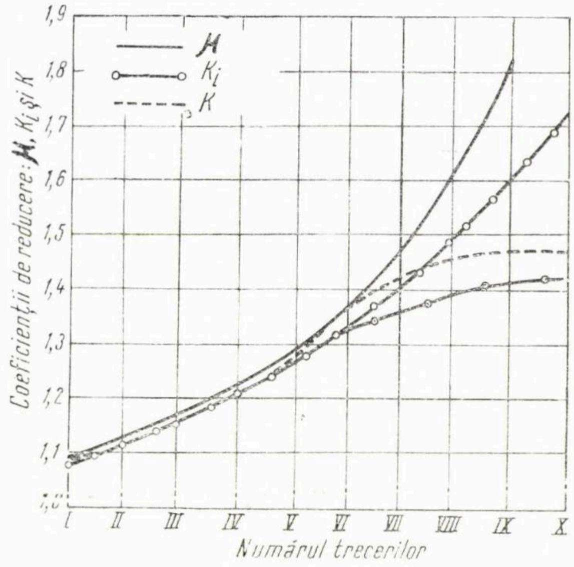


Fig. 10

relor de acționare existente, folosindu-se și datele obținute la laminarea profilelor U și I normale.

Defectele de laminare și răcire după laminare la profilele U și I economice.

Ondularea inimii profilului economic. Acest defect se datorește diferenței mari de temperatură între tălpi și inima profilului la sfîrșitul laminării (fig. 3, *a* și *b*) de circa 170°C. În timpul răcirii profilelor pe patul de răcire al laminorului, inima profilului fiind mai subțire se răcește mai repede decît tălpile, care sînt mai groase, și din această diferență de contracție se produc tensiuni importante care duc la ondularea inimii profilului economic. Valorile ondulației inimii sînt în

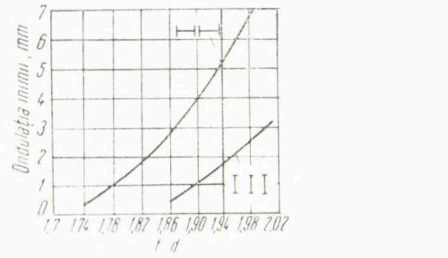


Fig. 11

funcție de raportul $\frac{t}{d}$ (fig. 11) al grosimii tălpilor și inimii și de poziția orizontală sau verticală a profilului pe patul de răcire.

Deci profilele U și I economice trebuie ridicate pe patul de răcire cu inima în poziție verticală. În acest scop, patul de răcire al laminorului trebuie prevăzut cu dispozitiv mecanic de ridicare a profilelor pe talpă.

Variația grosimii inimii pe lungimea profilului. Temperatura de laminare a capătului posterior al barei este mai mică decît la primul capăt, ajungînd la o diferență de 28 — 60°C. Din această cauză, pe lungimea barei laminate, presiunea speci-

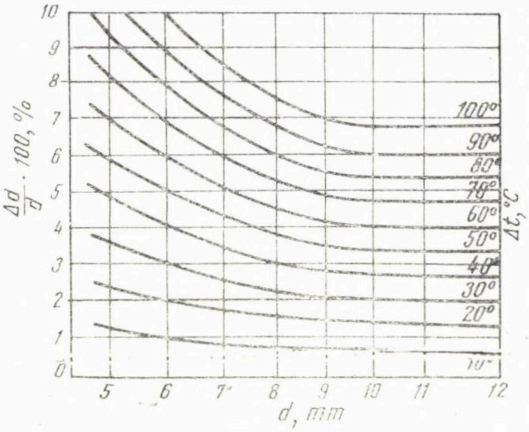


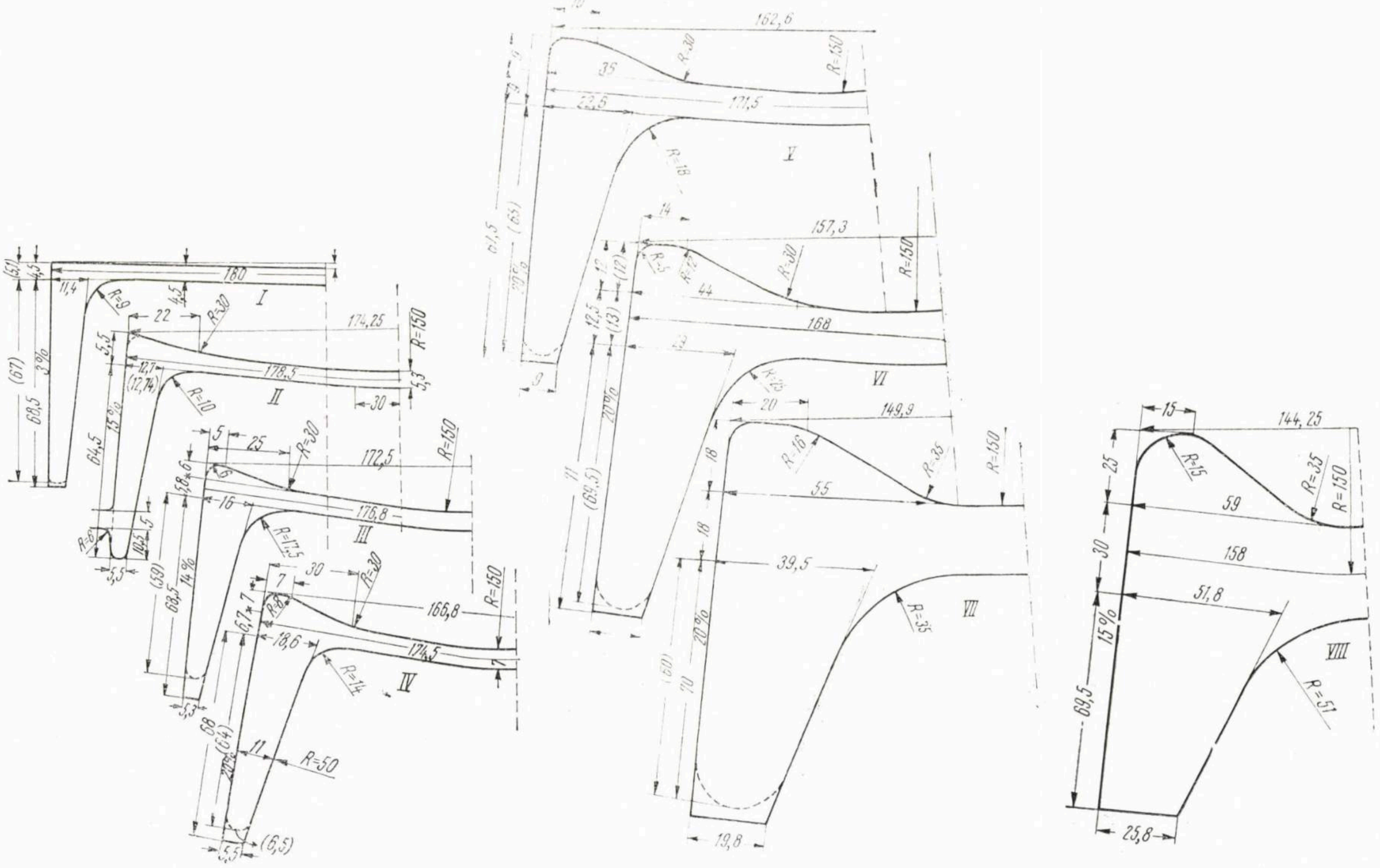
Fig. 12

fică pe cilindri nu este constantă, rezultînd diferențe la grosimea inimii profilului între capetele barei (fig. 12).

Pentru remediere este necesară rigidizarea cajelor finisoare, mărirea vitezelor de laminare și micșorarea reducerilor la inimă, la ultimele treceri. În cazul profilelor mai mici s-a propus şi automatizarea reglării distanţei între cilindri în timpul laminării.

Laminarea profilelor I şi U economice la laminoarele din România. Primele încercări de laminare a profilelor economice U s-au făcut în ţară în anul 1961, la laminorul de profile grele 650 de la Combinatul siderurgic — Hunedoara, unde s-au asimilat profilele U 18 E, U 20 E, U 22 E, U 24 E, I 20 E şi I 22 E. Alte profile economice sînt în curs de asimilare.

În figura 13 este dată calibrarea profilului U 18 E (*a* — calibre finisoare; *b* — calibre pregătitoare; *c* — calibrul de spintecare).


I
II
III
IV
V
VI
VII
VIII
R=150
R=30
R=50
R=35
R=51
180
174,25
178,5
172,5
176,8
166,8
174,5
162,6
171,5
157,3
168
149,9
144,25
158
59
55
51,8
39,5
25,8
19,8
15%
20%
69,5
68,5

a *b* *c*

Fig. 13

Trecînd la producţia curentă, în cantităţi mari, a profilelor economice, vor apare şi alte dificultăţi care vor trebui eliminate pentru a face rentabilă laminarea acestora în scopul creşterii continue a economiei de metal în ţara noastră.

BIBLIOGRAFIE

[1] Makaev S. B. şi Vinocurev I. I. *Proisvodstvo oblegeannîh profilei.* Sverdslovsk, Metallurghizdat, 1962.

[2] Bannîi M. P. *Calculele tehnico-economice în siderugie.* Moscova, Metallurghizdat, 1962.

[3] . * . Stal, nr. 1, 1961.

[4] Adrian M., Florea N. şi Fischgold R. *Laminarea oţelului.* Bucureşti, Editura tehnică, 1960, p. 310—359.

[5] . * . Stal, nr. 3, 1963 şi nr. 1, 1964.

[6] . * . Stal, nr. 6, 1959.

CZ 621.964 :621.979

Studiu asupra productivităţii utilajelor de matriţare la cald

Ing. M. CODREANU
Uzinele ,,Steagul roşu'' – Braşov

O privire de ansamblu asupra multiplilor factori care influenţează productivitatea utilajelor de matriţare permite clasificarea acestora după cum urmează :

— Factori determinaţi de piesa matriţată : forma de bază (circulară, axială etc.) şi gradul de complexitate al formei (cu nervuri adînci, cu încovoieri etc.) piesei matriţate ; precizia dimensională a piesei matriţate.

— Factori determinaţi de tehnologia de matriţare : modul cum sînt executate operaţiile pregătitoare de repartizare în secţiune a metalului (prin preforjare liberă, pe valţuri de forjat, utilizarea profilelor periodice etc.) ; procedeul de matriţare ales (matriţare complexă în faze succesive, în matriţe cu mai multe locaşuri, matriţare simplă într-un singur locaş, matriţare multiplă din bară, matriţare simultană a mai multor piese, matriţare cu sau fără capăt de cleşte etc.) ; utilizarea ciocanului matriţor pentru executarea operaţiilor de redresare (calibrare) a pieselor matriţate fie la cald, fie la rece, fie imediat după matriţare şi debavurare sau fie într-o operaţie separată ; corespondenţa între greutatea piesei matriţate şi mărimea utilajului de matriţare.

— Factori determinaţi de condiţiile specifice ale secţiei de forjă : mărimea lotului de matriţare ; modul de grupare în flux al agregatelor de matriţare (instalaţiile de încălzire, ciocan de forjat liber, valţ de forjare, presă de debavurat etc.) ; corespondenţa capacităţilor de producţie dintre instalaţia de încălzire şi utilajul de matriţat ; mijloace de transport şi ridicat dintre maşinile agregatului de matriţare şi în general organizarea transportului intern al forjei ; modul de organizare a producţiei (utilizarea completă a orelor de lucru prin eliminarea timpilor morţi, pregătirea materialelor şi sculelor la locul de muncă etc.).

— Factori determinaţi de utilajul de matriţare : numărul de curse al berbecului de lucru ; modul de deservire şi comandă (de la manetă, pedală, cu sau fără un efort fizic etc.) ; uşurinţa de acces la spaţiul de lucru al utilajului ; starea suprafeţelor de fixare a sculelor (din berbec, sabotă, masa presei etc.) ; siguranţa în exploatare a utilajului (frecvenţa şi durata reparaţiilor).

— Factori determinaţi de sculele de matriţare : durabilitatea matriţelor şi ştanţelor de debavurare ; starea elementelor de fixare (pene, cepuri, suporţi intermediari etc.) ; precizia de execuţie a sculelor.

— Factori determinaţi de personalul de deservire : componenţa numerică a echipei ; gradul de calificare a membrilor echipei ; gradul de asistenţă tehnică acordat echipei de către reglor, maistru etc. ; elanul de lucru al echipei, condiţionat în special de aplicarea normelor cu motivare tehnică.

În cele ce urmează se face o analiză sumară a unora din factorii enumeraţi, ţinîndu-se seamă de condiţiile specifice existente în secţiile de forjă din ţara noastră.

Asupra formei piesei matriţate, tehnologul de forjă nu poate avea decît o influenţă limitată, şi anume numai la stabilirea adaosurilor de prelucrare a unghiurilor şi razelor de racordare etc., astfel încît, încadrîndu-se în prevederile normelor şi standardelor (STAS 1299-60) să creeze o piesă cu o formă cît mai uşor de matriţat. Un rol mai important în acest sens îl au proiectanţii constructori care, încă din stadiul iniţial de proiectare, trebuie permanent să aibă grijă de a crea piese cu o tehnologicitate cît mai pronunţată.

Precizia dimensională a piesei matriţate, mai ales atunci cînd nu este vorba numai de o simplă operaţie de calibrare plană sau volumetrică, complică în aşa măsură tehnologia de execuţie a piesei matriţate, încît se impune a se face de la caz la caz un calcul economic al oportunităţii realizării preciziei necesare la piesa matriţată sau la piesa prelucrată prin aşchiere ; de exemplu, o operaţie suplimentară de frezare a unor feţe, cu un muncitor de deservire şi la o regie a secţiei de 200 %, este mai ieftină decît o operaţie de redresare la cald cu doi muncitori de deservire şi la o regie de 800 %.

Este evident că acelaşi utilaj de matriţare la aceeaşi piesă va avea o productivitate mai mare dacă va matriţa într-un singur locaş o piesă preforjată, decît dacă va matriţa aceeaşi piesă dintr-un laminat debitat, în faze succesive, într-o matriţă cu mai multe locaşuri ; în primul caz, productivitatea utilajului de matriţare va fi mai mare decît în cel de-al doilea caz, cu toate că manopera de preforjare şi matriţare într-un singur locaş este totuşi mai mare decît manopera pentru matriţarea complexă din cel de-al doilea caz.

Productivitatea utilajului de matriţare este micşorată în cazul cînd, după debavurare, pieselor matriţate li se aplică o redresare la cald sau semicald, în aceeaşi matriţă în care s-a executat matriţarea. În asemenea cazuri, soluţia optimă este de a se executa, cu ajutorul ştanţelor combinate, debavurarea şi redresarea la aceeaşi cursă a berbecului presei de debavurat; dacă acest lucru nu este posibil se va tinde la executarea unor calibrări la rece, pe un utilaj specializat (ciocan cu scîndură, presă cu genunchi etc.).

Ţinînd seamă de caracterul general de fabricaţie în serie mică din forjele din ţara noastră şi de nomenclatorul relativ larg de piese forjate, nu se poate asigura decît rareori o corespondenţă corectă între mărimea piesei matriţate şi mărimea utilajului de matriţare. Pentru a asigura o utilizare raţională a acestuia se recomandă, acolo unde configuraţia piesei o permite, să se treacă la matriţarea simultană a două sau mai multe piese de acelaşi tip, aşezate reciproc în mod corespunzător.

Din aceleaşi motive şi din cauza altor deficienţe organizatorice, mărimea lotului de matriţare este mult prea mică, ducînd la mărirea timpilor morţi, pierduţi prin schimbări de matriţe, reglaje etc. Prin anumite măsuri organizatorice privind crearea decalajului de piese matriţate, aprovizionarea cu semifabricate etc. se poate mări valoarea lotului de matriţare, tinzîndu-se la soluţia de a nu se demonta matriţa decît la scoaterea acesteia din uz, adică mărimea lotului să fie egală cu durabilitatea matriţei.

În mod normal, capacitatea cuptorului pentru încălzirea semifabricatelor trebuie să fie mai mare sau cel puţin egală cu capacitatea utilajului de matriţare. În general însă, în forjele din ţara noastră situaţia este inversă, aşa încît se creează timpi morţi prin aşteptarea încălzirii semifabricatelor. Acolo unde mărimea loturilor de matriţare sau configuraţia şi varietatea semifabricatelor nu justifică folosirea unor instalaţii de încălzire prin inducţie sau a cuptoarelor cu propulsie sau cu vatră rotativă, soluţia de eliminare parţială a timpilor de aşteptare o constituie trecerea de la cuptoarele cu o cameră la cuptoarele cu două camere; încărcarea, încălzirea şi descărcarea celor două camere urmează a se face în mod succesiv, de către un muncitor din echipă.

Influenţa frecvenţei curselor de lucru ale utilajului de matriţare asupra productivităţii nu este chiar aşa de mare cît s-ar crede la prima vedere. Cu cît este mai mare greutatea şi complexitatea piesei matriţate, cu atît creşte cota-parte a timpilor auxiliari din timpul total de matriţare; pentru mărirea productivităţii, o influenţă hotărîtoare o are micşorarea acestor timpi auxiliari, nu mărirea frecvenţei curselor de lucru.

Modul de deservire şi comandă este specific pentru fiecare tip de utilaj, fiind, de exemplu, mult mai uşor la matriţarea pe maxiprese decît la cea pe ciocane. La ciocane însă, productivitatea poate fi influenţată pozitiv prin micşorarea efortului necesar pentru apăsarea tijei pedalei de comandă, ceea ce micşorează substanţial gradul de obosire a forjorului; aceasta se realizează, de exemplu, prin modernizarea sistemului de comandă al ciocanului prin instalarea unui servo-cilindru şi introducerea rulmenţilor la articulaţiile sistemului de pîrghii, de la pedală pînă la sertăraşul de comandă al ciocanului.

În special la ciocane, timpii de montare a matriţelor cresc considerabil atunci cînd, în urma utilizării în timp a matriţelor de diferite lungimi, suprafaţa de aşezare dintre şabotă şi berbec nu mai este plană. În acest caz, pentru a se evita spargerea matriţelor este necesar a se monta sub cozile de rîndunică table subţiri de diverse lungimi, pentru a prelua denivelarea existentă pe suprafaţa de aşezare respectivă. Pentru a se evita asemenea situaţii este recomandabil ca folosirea matriţelor scurte să se facă numai cu suporţi intermediari. La scurtarea timpilor de montare a matriţelor contribuie în bună măsură şi dotarea ciocanelor cu pene şi cepuri de centrare corespunzătoare.

Influenţa durabilităţii matriţelor asupra productivităţii se manifestă mai ales la executarea unor loturi de piese matriţate care depăşesc valoarea durabilităţii medii, ajungîndu-se astfel la necesitatea demontării şi montării unei alte matriţe. Deoarece însă în forjele din ţara noastră loturile de matriţare sînt în general mici, sub valoarea durabilităţii matriţelor, prezintă o deosebită importanţă modul de întreţinere şi control al acestora, în perioada dintre două loturi de matriţare. Nu rareori se întîmplă să se întrerupă execuţia unui lot de matriţare din cauza depăşirii toleranţelor admise, în urma gradului înaintat de uzură al gravurii matriţelor. În acest sens, una din soluţiile de îmbunătăţire a situaţiei o constituie executarea gravurilor la toleranţe negative şi nu la cotele nominale la care sînt în general construite şabloanele de control de la matriţărie.

În principiu, obţinerea unei productivităţi înalte este legată de realitatea indiscutabilă a necesităţii utilizării cît mai continue a utilajului de matriţat. În S.U.A. s-a încetăţenit expresia „keep the hammer going'' adică „ţine ciocanul mergînd''. O exploatare completă a maşinii este limitată însă de o serie de factori obiectivi şi subiectivi, la care se adaugă şi necesitatea fiziologică a introducerii unor pauze de odihnă. Pentru ridicarea productivităţii la matriţare, simultan cu o uniformizare a eforturilor membrilor echipei, în străinătate se aplică următoarele metode:

— lucrul prin rotaţie, la care fiecare lucrător din echipă execută succesiv toate operaţiile (de exemplu, scoatarea din cuptor, matriţarea şi apoi debavurarea); această metodă presupune însă o calificare egală a tuturor membrilor echipei și nu creează posibilitatea unor pauze scurte pentru membrii echipei;

— lucrul prin înlocuirea alternativă (așa-numitul „Springersystem") la care toată echipa sau numai membrul echipei cel mai solicitat este înlocuit pentru o perioadă scurtă de timp (10—20 min) de un alt muncitor, dintr-o echipă de rezervă existentă în acest scop pentru întreaga linie de matrițare;

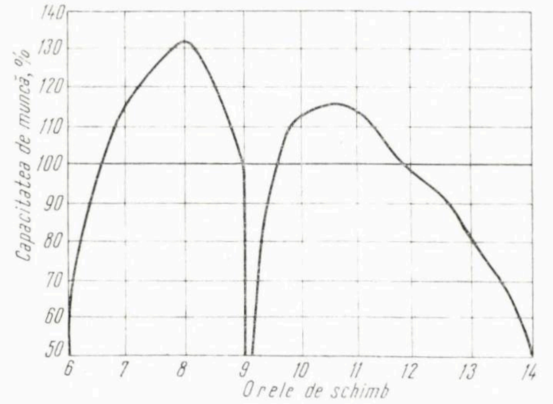


Fig. 1

— lucrul după un tact de încălzire determinat, dat de exemplu de către un cuptor cu propulsie, un cuptor cu vatră rotativă sau de o instalație de încălzire prin inducție.

În figura 1 este dată variația capacității de muncă a unui muncitor la matrițare în decursul unui schimb [1]; se observă că imediat după o pauză de odihnă, capacitatea de muncă crește peste media de 100%, urmînd ca apoi să scadă după o anumită perioadă de timp.

Toate cele trei metode tind a aplatiza și situa cît mai sus această curbă, astfel încît utilajul de matrițare să lucreze cît mai neîntrerupt. În figura 2 se arată [2] desfășurarea lucrului și productivitatea la matrițare pe un ciocan cu cădere liberă în timpul unui schimb a unei piese de 2,6 kg, executată după metoda cu un tact de încălzire determinat. În cazul utilizării înlocuirii alternative a membrilor din echipă (fig. 2, *b*), s-a obținut o producție de 2 016 buc., iar fără această înlocuire (fig. 2, *a*), o producție de numai 1 446 buc. Costurile suplimentare de manoperă pentru menținerea unor muncitori de rezervă în vederea înlocuirii alternative a membrilor din echipa de matrițare sînt mult mai mici față de avantajele economice realizate prin creșterea productivității la matrițare (cu circa 39%, cît a rezultat din exemplul arătat).

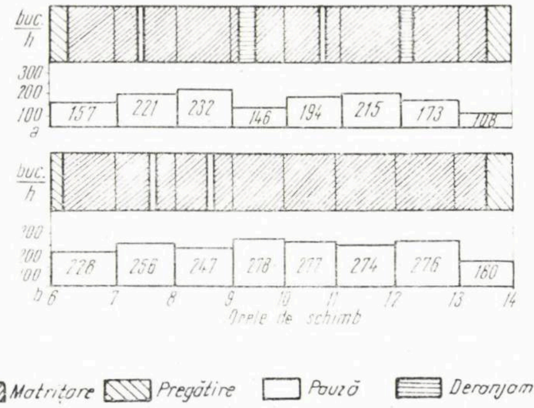


Fig. 2

Datorită factorilor multipli care influențează productivitatea utilajelor de matrițare, valorile

Tabela 1

Greutatea berbecului	t	0,63	1,0	2,0	3,15	5,0	10,0
Energia de lovire, aproximativ	kgfm	1 550	2 500	5 000	7 800	12 500	25 000
Productivitatea orară:							
Hîrjanovski [3]	kg/h	120	250	550	750	1 500	2 500
Haller [4]	kg/h	125	225	350	450	570	800
Mansurov [5]	kg/h	—	300	600	1 000	1 750	3 000
Spies [6]	kg/h	—	140—300	200—400	230—470	270—530	
Haller [4]	kg/buc.	max. 3	max. 10	max. 30	max. 50	max. 50	max. 50
Mansurov [5]	kg/buc.	—	2,5	7,0	17	40	100
Mansurov [5]	buc./h	—	120	86	59	44	30

Tabela 2

Energia de lovire	kgfm	2 000	6 000	10 000	16 000	20 000	30 000
Productivitatea orară:							
Hîrjanovski [3]	kg/h	40—50	90—120	170—220	280—380	320—450	375—500
Haller [4]	kg/h	—	—	225	340	360	540
Spies [6]	kg/h	—	—	250—510	310—650	350—700	410—830
Hîrjanovski [3]	kg/buc.	0,5—2,0	8—15	14—28	30—65	40—120	120—200
Haller [4]	kg/buc.	—	—	10—50	10—50	40—175	80—300
Hîrjanovski [3]	buc./h	20—100	6—15	4—22	5—38	2—11	2—6

Tabela 3

Efortul de refulare	tf	160	250	400	630	800	1 000	1 250	1 600
Diametrul maxim *d* al semifabricatului	țoli	1	1,5	2	3	4	5	6	7
Hîrjanovski [3]	kg/h	30	60	100	150	250	400	600	800
Mansurov [5]	kg/h	100	200	300	500	600	700	800	900
Mansurov [5]	kg/buc.	0,5	1,0	2	5	8	10	12	16
Mansurov [5]	buc./h	200	200	150	100	75	70	67	56

Tabela 4

Efortul nominal	tf	630	1 000	1 600	2 000	2 500	3 150	4 000	6 300
Mansurov [5]	kg/h	400—500	500—600	500—800	800—1 200	1 200—1 600	1 600—2 000	2 000—3 000	3 000—4 000
Mansurov [5]	kg/buc.	1,0	2,5	4,0	7,0	12,0	18,0	30,0	50,0
Mansurov [5]	buc./h	400—500	200—240	125—200	115—170	100—133	89—111	67—100	60—80

acestor productivități indicate în literatură diferă mult unele de altele și deci nu pot avea decît un caracter orientativ. În tabelele 1, 2, 3 și 4 sînt date valorile productivităților orare indicate de diverși autori pentru patru din cele mai reprezentative tipuri de utilaje de matrițare : ciocane cu șabota fixă (tabela 1), ciocane cu contralovitură (cu șabota mobilă) (tabela 2), mașini de forjat orizontale (tabela 3) și maxiprese (tabela 4).

Din cele patru tabele se poate stabili, aproximativ, ținînd seamă de corespondența dintre energia de deformare și greutatea piselor matrițate, următoarea echivalență între cele patru tipuri de utilaje de matrițat :

1,0 t greutate a berbecului ciocanului cu șabotă fixă = 2 500 kgfm efort de lovire cu ciocanul cu contralovitură = 1 000 tf efort nominal de presare la maxiprese = 400 tf efort de refulare la mașina de forjat orizontală.

Această cheie de transformare este importantă la trecerea de la o tehnologie de matrițare de pe un tip de utilaj la celălalt și, în general, pentru a putea compara între ele cele patru tipuri de utilaje.

Pentru o urmărire mai bună decît pînă în prezent a activității secțiilor de forjă și pentru a avea posibilitatea comparării după aceleași criterii a acestora, se propun o serie de indici tehnico-economici, legați numai de productivitatea și modul de utilizare a utilajelor de matrițare. În acest scop se întocmește periodic (lunar, trimestrial sau anual) o situație conform modelului din tabela 5.

Semnificația indicilor tehnico-economici din tabela 5 este următoarea :

— G_m pune în evidență corespondența, din punct de vedere tehnologic, dintre mărimea utilajului de matrițat și mărimea pieselor executate pe acesta ;

— I_m pune în evidență caracterul și mărimea fabricației avute, indicînd indirect influența negativă a fracționării loturilor de matrițare din diferite cauze ;

— P_g și P_b indică în mod indirect toți factorii pozitivi sau negativi care concură la realizarea unei anumite productivități orare ;

— I_u evidențiază modul de utilizare a utilajului de matrițare, din punct de vedere al întreținerii acestuia și din cel al organizării producției ;

— M_o și M_m indică în mod indirect complexitatea formei pieselor matrițate, nivelul tehnic și complexitatea tehnologiei de matrițare aplicate, servind ca unul din factorii de corecție necesari la compararea productivității utilajelor de același tip, din diferite sectoare de forjă.

În figura 3 este dată, după Storojev [6], variația manoperei specifice pe o tonă de piese matrițate pe maxiprese, în funcție de greutatea medie G_m a pieselor matrițate, în cazul unei secții de forjă bine organizate. În cazul matrițării pe ciocane cu șabotă fixă, manopera specifică va fi mai mare cu 1,5—2 ori față de valorile citite pe curba din figura 3.

— I_n pune în evidență modul de calculare și aplicare a normelor de muncă cu motivare

Tabela 5

Denumirea utilajelor de matrițare	Număr de utilaje	Număr de repere matrițate	Număr de piese matrițate	Manoperă totală pentru matrițare	Greutatea totală a pieselor matrițate	Fond de timp planificat pentru utilaje	Timp efectiv de funcționare a utilajelor	Întreruperi în funcționarea utilajelor				Greutatea medie a pieselor matrițate G_m	Lot mediu de matrițare L_m	Productivitatea medie a utilajelor de matrițare		Indice de utilizare a utilajelor I_u	Manoperă specifică		Coeficient de îndeplinire a normelor de muncă I_n
								Întreținere reparații etc.	Lipsă aprovizionare semifabricate	Lipsă matrițe, ștanțe	Lipsă programare			P_g	P_b		M_o	M_m	
—	buc	buc	buc	om-h	Kg	h	h	h	h	h	h	Kg/buc.	buc/reper	Kg/h	buc/h	%	$\frac{h\ om}{t}$	$\frac{h\ mașină}{t}$	%

tehnică și modul de organizare a producției, constituind în același timp unul din factorii de corecție de care se ține seamă în planificarea sarcinilor de producție pe utilajul respectiv.

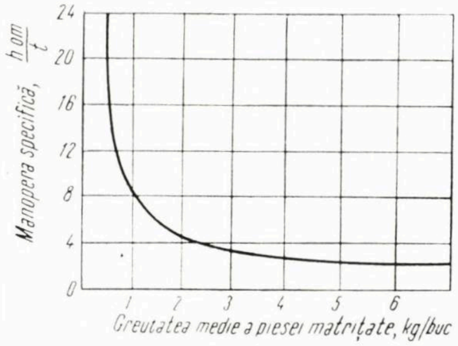


Fig. 3

Strîngerea datelor de mai sus nu este legată de greutăți deosebite, deoarece majoritatea acestora sînt necesare pentru diferite situații pe care administrația secției de forjă le întocmește periodic, ca rapoartele zilnice ale șefilor ateliere cu realizările de pe schimburi, fișele de utilizare ale mașinilor etc.

Pentru organele care analizează comparativ productivitățile acelorași tipuri de utilaje în două secții de forjă diferite, punerea la dispoziție a indicilor de mai sus va ajuta eficient la întocmirea unei analize mai profunde și mai argumentate asupra diferențelor ivite.

BIBLIOGRAFIE

[1] Niederhoff O. și Schieferdecker. *Entwicklungsaufgaben in der deutschen Gesenkschmiedeindustrie.* Werkstattechnik und Maschinenbau, nr. 12, 1956, p. 593—601.

[2] Pedinghaus G. *Arbeiterhytaus an Ofen und Hammer in der Gesenkschmiede.* Werstattechnik und Maschinenbau, nr. 6, 1957, p. 313—314.

[3] Hrijanovshi S. M. *Proiectirovania huznecinih țehi.* Moscova, Mașghiz, 1949.

[4] Haller H. *Die Bedeutung der Kennzahlen und Kehngrade für die Kostenkontrolle in der Gesenkschmiede,* Schmiedetechnische Mittelungen, nr. 4, 1954.

[5] Mansurov A. M. Sovremennie kuznecino-ștampovocinoe țehi, Moscova, Mașghiz, 1959.

[6] Spies K. *Ein Beitrag zur Frage der Mengenleistung von Gesenschlag und Oberdruckhämmern.* Werkstattstechnik, nr. 4, 1960, p. 221—224.

[7] Lange K. Gesenkschmieden von Stahl, Düsseldorf Springer-Verlag, 1958, p. 333—340.

[8] Voigtlander O. *Kürzung der Rüstzeiten an Pressen und Hämmern.* Werkstattstechnik und Maschinenbau, nr. 10, 1954, p. 523—527.

[9] Storojev M. V. *Tehnologiceskii spravocinik pokovke i obemnoi ștampovke.* Moscova, Mașghiz, 1959.

[10] Gluscov V. N. *Pokazateli tehniceskovo urovnia raboti kuznecino ștampovocinih țehov.* Kuznecino-ștampovocinoe proizvodstvo, nr. 5, 1959, p. 37—40.

[11] Kat A. S. *Ob izmerenii vipuska produkții i razheta metalla v kuznecinih țehah.* Kuznecino-ștampovocinoe proizvodstvo, nr. 6, 1959, p. 38—40.

[12] Ganstak V. I. *Ob effektivnosti kuznecinih țehov.* Kuznecino ștampovocinoe proizvodstvo, nr. 3, 1960, p. 34—36.

[13] Kliucinikov S. I. *Tocinost pokovok i tehnikoeconomiceskie pokazateli kuznecinovo proizvodstva.* Kuznecino-ștampovocinoe proizvodstvo, nr. 9, 1961, p. 37—39.

[14] Moskevici I. E. *Planirovanie proizvodstva v kuznecinuih țehah metallurgiceskih zavodov.* Kuznecino-ștampovocinoe proizvodstvo, nr. 2, 1962, p. 31—33.

EXTRASE

Cuptoare pentru cocsificarea materialelor în vrac

Ing. I. BARBU, ing. C. NOVAC și chim. PAULA GOGA
Institutul de cercetări metalurgice

Dezvoltarea tehnicii din ultimii ani în industria cocsochimică, în urma apariției necesității cocsificării materialelor în vrac, care nu aglomerează în masă sub forma unui pilot, cum sînt cocsurile formate, cărbunii mărunți neaglutinanți pentru producerea cocsului mărunt necesar uzinelor de aglomerare etc., a impus din nou studierea și dezvoltarea cuptoarelor de cocsificare verticale folosite pînă de curînd mai mult în uzinele de gaz.

Cocsificarea materialelor care nu aglutinează în masă, deci nu dau un pilot compact de cocs, nu se poate face în cuptoare orizontale de tip clasic, din următoarele motive: în timpul cocsificării, materialele neaglutinante rămîn în bucăți care se cocsifică individual; rămînînd așezate în vrac, evacuarea lor din cuptor prin împingere ca la șarja clasică devine imposibilă, deoarece împingerea masei de material cocsificat duce la crearea unor presiuni puternice asupra pereților, datorită efectului de pană pe care îl exercită fiecare bucată de cocs format, sau alt material în vrac, asupra celor așezate în față.

Din acest motiv, pentru producerea de cocsuri formate sau de material mărunt, s-au dezvoltat cuptoarele care admit descărcarea liberă a materialului (prin greutatea proprie).

Cuptoarele care îndeplinesc aceste condiții sînt: cuptoarele oblice, cuptoarele verticale sau cele cu șarjă purtată.

Din punct de vedere tehnologic, cuptoarele de acest fel pot fi clasificate conform schemei din figura 1.

Cuptoarele verticale și oblice sînt folosite în industria gazului de oraș, în țările fără zăcăminte de gaze naturale. Aceste cuptoare au fost continuu transformate și dezvoltate, ajungîndu-se la tipuri perfecționate, a căror folosire la cocsificarea materialelor în vrac nu ridică probleme deosebite.

Cuptoarele oblice discontinue au apărut la sfîrșitul secolului al XIX-lea și s-au dezvoltat pornind de la tipul construit la uzina de gaz din München de către firma Didier. Panta acestui cuptor, la început de 35°, a fost mărită la 45—50°, în aşa fel ca să asigure evacuarea şarjei prin greutate proprie.

Iniţial acest cuptor avea un volum de 4,9 m³, iar camerele cele mai mari, construite ulterior, au ajuns la un volum de 13 m³.

Construcţia acestor cuptoare nu diferă principial de aceea a cuptoarelor orizontale; intervin numai unele modificări impuse de sensul de circulaţie a încărcăturii. Astfel, camera de cocsificare are o singură uşă, cea de descărcare; încărcarea se face printr-o singură gură, pe la partea superioară, iar încălzirea, prin canale aşezate oblic în pereţii camerelor de cocsificare, la o înclinare paralelă cu panta cuptorului.

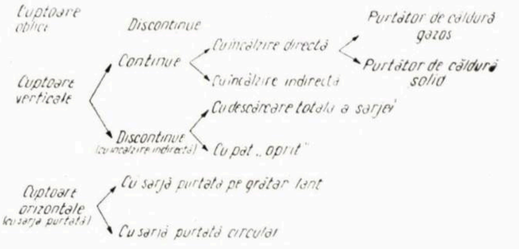

Cuptoare oblice
Discontinue
Purtător de căldură gazos
Cu încălzire directă
Continue
Purtător de căldură solid
Cu încălzire indirectă
Cuptoare verticale
Cu descărcare totală a şarjei
Discontinue (cu încălzire indirectă)
Cu pat „oprit"
Cuptoare orizontale (cu şarjă purtată)
Cu şarjă purtată pe grătar lant
Cu şarjă purtată circular

Fig. 1

Lăţimea camerelor variază de la 410 pînă la 550 mm, la partea cocs, şi de la 310 pînă la 450 mm, la partea de încărcare.

Uşa camerei de cocsificare trebuie să permită evacuarea rapidă şi comodă a încărcăturii cocsificate; din acest motiv este executată ca uşă pivotantă.

Pentru uşurarea evacuării cocsului din cuptor, în peretele opus uşii se găseşte un orificiu prin care se introduce un dispozitiv de împingere a şarjei în momentul descărcării.

Durata de cocsificare la aceste cuptoare este de 23—24 h pentru lăţimea de 480 mm în partea de descărcare a cocsului, de 16,5 h la 410 mm lăţime şi de 11 — 12h la cuptoare de 340 mm.

Cuptoarele oblice au fost folosite la instalaţiile industriale ale procedeului Carbocoal, pentru producerea cocsurilor brichete formate.

Uzinele de gaz din Praga, Wroclaw, München, Milano şi altele folosesc acest tip de cuptor.

Datele caracteristice ale unui cuptor oblic care funcţionează la o uzină de gaz sînt: înălţimea —3 000 mm; lungimea — 9 400 mm; lăţimea sus —510 mm; lăţimea jos —530 mm; volumul util —10,0 m³; temperatura în camera de încălzire sus — 1 000°C, jos — 1 250°C; durata de cocsificare — 22—24 h; panta —50°.

Cuptoarele oblice Carbocoal, care au fost folosite în S.U.A. la cocsificarea brichetelor, aveau camerele de cocsificare împărţite în şase compartimente, printr-un perete longitudinal şi doi pereţi transversali, în care se încărcau 15 t brichete. Întreaga uzină Carbocoal producea zilnic 420 t cocs brichete destinate folosirii în şemineuri, datorită faptului că la ardere nu produceau fum.

Cuptoarele verticale de cocsificare se caracterizează prin posibilitatea utilizării lor în flux continuu sau discontinuu.

Cuptoarele verticale continue pot fi: cu încălzire directă cu circulaţia agentului purtător de căldură în şarjă (de ex. gaze fierbinţi sau nisip fierbinte) sau cuptoare continue cu încălzire indirectă, prin pereţi.

Cuptoarele verticale discontinue, simple din punct de vedere constructiv şi al deservirii, reprezintă variante ale aceluiaşi tip de bază, modificările fiind impuse doar de sistemul de încălzire şi de dimensiunile şi capacităţile lor. Acest tip de cuptoare a fost realizat la scară industrială cu capacităţi care variază între 1 pînă la 7,5 t, fiind preconizate şi construcţii mai mari.

De obicei, cuptoarele verticale discontinue lucrează cu descărcarea totală a şarjei şi reîncărcarea cuptorului cu „pat" de cocs mărunt, pentru protecţia uşii şi apoi cu noua şarjă de cocsificat, însă există şi încercări de a lucra cu un pat „oprit" prin limitarea volumului de cocs descărcat din cameră.

Cuptoarele verticale discontinue sînt foarte mult folosite la uzinele de gaz, deoarece cheltuielile pentru transporturile de materiale şi de evacuare a cocsului sînt mici şi necesităţile de utilaje anexe şi mînă de lucru, reduse.

Un cuptor vertical de la o uzină de cocs are următoarele dimensiuni: înălţimea —5 800 mm; lungimea —2 680 mm; lăţimea jos —360 mm; lăţimea sus —260 mm; volumul util al camerei —4,8 m³; durata de cocsificare —8—10 h.

În tabela 1 sînt date caracteristicile constructive ale cîtorva tipuri de cuptoare de acest fel.

Tabela 1

Tipul	Dimensiunile camerei de cocsificare					Temperatura, °C	
	înălţimea, mm	lungimea, mm	lăţimea, mm		volumul util, mm³	sus	jos
			sus	jos			
Didier I	3 400	1 260/ 1 560	200	300	1,0	950	1 150
Didier II	5 800	2 680	260	360	4,8	950	1 250
Didier III	6 220	2 650	230	330	4,6	970	1 290
Didier IV	7 500	3 525	245	330	7,0	(—)	(—)
Klonne I	4 080	1 600	275	300	1,8	930	1 088
Klonne II	6 890	3 520	245	330	6,0	940	1 240
Otto	6 500* 9 500	3 000	200	330	5,0	1 300	1 300

* Zona încălzită.

În figura 2 (*1* — colector de gaz; *2* — maşină de încărcare; *3* — coş pentru evacuarea produselor volatile; *4* — cameră de cocsificare; *5* — vagon de stingere; *6* — recuperator pentru aer; *7* — recuperator pentru gaz) este reprezentat un cuptor vertical discontinuu.

Dintre cuptoarele verticale continue cu încălzire indirectă, cele realizate la scară industrială de firma Didier au o înălţime de 9 650 mm, o lungime de 4 000 mm şi lăţimea jos, de 350 mm. Acest tip de cuptor este folosit pentru semicocsificarea cărbunilor ciuruiţi „nucă", precum şi pentru cocsificarea în uzinele de gaz a huilelor aglutinante şi a brichetelor.

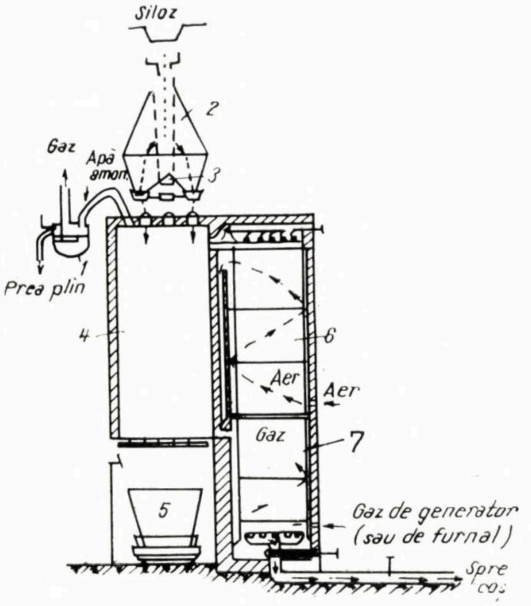


Fig. 2

În figura 3 (*1* — cameră de carbonizare; *2* — canale de încălzire verticale; *3* — siloz de cărbuni; *4* — alimentator cu celulă; *5* — siloz intermediar; *6* — placă curbată; *7* — valţ cu bare; *8* — bare pendulare; *9* — siloz de cocs;

10 — alimentator cu închidere hidraulică ; *11* — canale de gaz ; *12* — recuperatoare de căldură) este prezentat un cuptor vertical continuu, construit de firma Didier.

Dimensiunile unui cuptor asemănător construit de firma Koppers (fig. 4 : *1* — buncăr de cărbune ; *2* — colector de gaz ; *3* — cameră de cocsificare ; *4* — regenerator ; *5* — cuvă de răcire a cocsului ; *6* — conductă de gaz) cu canale de încălzire verticale și cu arderea alternativă de sus în jos și de jos în sus sînt : înălțimea — 10 350 mm ; lungimea — 3 500 mm ; lățimea sus — 250 mm ; lățimea jos — 350 mm ; volumul util — circa 10 m³.

Cuptoarele folosite la cocseria Lauchhammer din R.D.G. sînt cuptoare verticale cu încălzire externă și cu recuperatoare (fig. 5 : *1* — „vraze" ; *2* — vagon de descărcare ; *3* — bandă de alimentare ; *4* — siloz ; *5* — uscător ; *6*—*7* — canale pentru gaz de spălare ; *8* și *14* — ecluze ; *9* — coloană suitoare ; *10* — colector ; *11* — camere de cocsificare ; *12* — canale de încălzire ; *13* — zonă neîncălzită, de răcire).

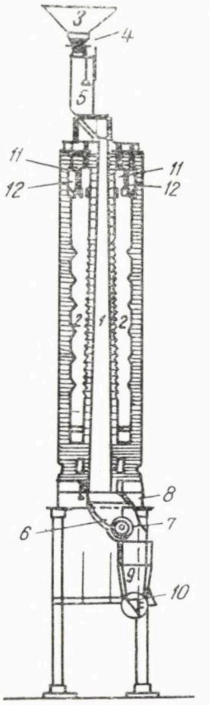


Fig. 3

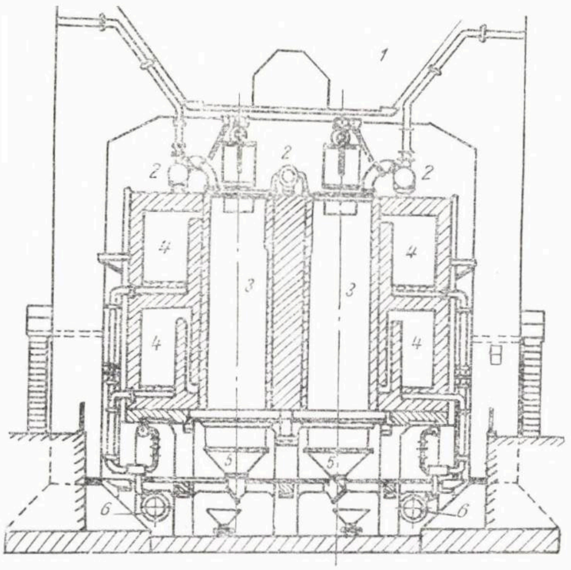


Fig. 4

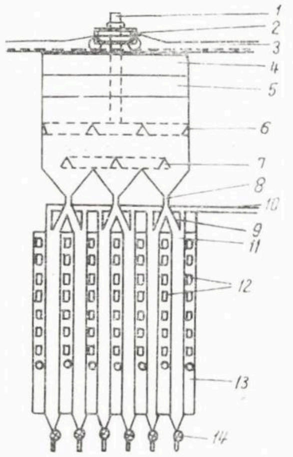


Fig. 5

Înainte de intrarea în cuptor, brichetele trec printr-un uscător, asemănător cu uscătoarele cuptoarelor Lurgi, care are lungimea de 4 200 mm, lățimea de 2 600 mm și înălțimea de 4 700 mm. Uscarea se face cu gaze arse, care trec prin masa de brichete.

În regim normal de cocsificare, brichetele cu 12 % umiditate sînt uscate la temperaturi de 100—160°C, la o umiditate reziduală de 1—2 %.

Brichetele trec, în mod semicontinuu, în cuptoarele de cocsificare care au o lungime medie de 3 000 mm, înălțimea de 8 000 mm și lățimea de 350 mm.

O altă serie de cuptoare au o lățime de numai 300 mm.

Volumele utile sînt de 8,4 m³, respectiv de 7,2 m³, încărcătura într-o cameră, de 4,5 t brichete, grosimea pereților camerei de 90 mm, iar construcția, din cărămizi speciale de silica.

Regimul termic al cuptorului prevede o încălzire treptată a brichetelor, iar zona inferioară a camerei este mai rece pentru a se realiza o primă răcire a brichetelor.

Pe toată înălțimea cuptorului există 14 canale orizontale de încălzire, din care cele patru inferioare sînt neîncălzite.

Temperatura de ieșire a cocsului din cameră este de circa 800°C.

Gazele arse trec în recuperator, de unde ajung parțial și în uscător. Atît aerul, cît și gazul folosit la ars sînt preîncălzite.

Camerele sînt grupate cîte șase într-un cuptor, iar patru cuptoare se reunesc într-o baterie cu 24 camere în care se încarcă zilnic 300—310 t brichete și din care se obțin 125—130 t cocs.

Răcirea cocsului se face prin stingerea uscată într-o instalație tip Sulzer cu buncăr.

Uzina cocsochimică din Lauchhammer are astăzi 576 camere de cocsificare, grupate în 24 baterii, și o producție anuală de circa 1 mil. t cocs brichete.

În ultimii ani la Siegmar s-a construit un cuptor experimental pentru cocsificarea brichetelor produse prin procedeul Rammler-Bilkenroth, prin adaptarea în acest scop a principiului cuptorului Lurgi.

În acest cuptor, folosind agent de încălzire și răcire internă, se realizează (într-un singur agregat cu patru zone) : uscarea, semicocsificarea, cocsificarea și răcirea cocsului brichete (fig. 6 : *1* — buncăr pentru brichete ; *2* — camere de încălzire ; *3* — zonă de uscare a brichetelor ; *4* — evacuarea produselor de piroliză ; *5* — zonă de cocsificare ; *6* — răcirea preliminară a gazelor ; *7* — zonă de răcire a cocsului ; *8* — schimbător de căldură ; *9* — transportor pentru cocs).

Productivitatea acestui cuptor este de 20 t pe schimb.

Tot un cuptor cu încălzire internă, însă cu curent de gaze transversal, este cuptorul Institutului de cercetări carbonifere din Tokio (fig. 7 ; *1* — siloz de alimentare ; *2* — cameră de cocsificare ; *3* — ecluză metalică ; *4* — schimbător de căldură ; *5* — închidere hidraulică ; *6* — scruber ; *7* — separator de spumă ; *8* — exhaustor ; *9* — bypas ; *10* și *22* — închidere hidraulică ; *11* — arzător ; *12* — cazan cu abur ; *13* — coș ; *14* — rezervor de combustibil lichid ; *15* — pompă de aer ; *16* — arzător ; *17* — focar ; *18* — clapă de explozie ; *19* — ventilator de aer ; *20* — pompă ; *21* — colector ; *23* — șanț colector ; *24* — bazin colector ; *25* — conductă de aer cald ; *26* — conductă de gaz de răcire ; *27* — conductă de lichid de spălare), folosit la cocsificarea brichetelor produse prin procedeul „în două trepte".

Un cuptor cu purtător de căldură solid (nisip fierbinte) a fost dezvoltat de către National Board of Coal ; schema lui este prezentată în figura 8 : *1* — încălzitor de nisip ; *2* — carbonizator ; *3* — linie de transport izolată ; *4* — arzător ; *5* — ciclon ; *6* — introducerea aerului ; *7* — preaplin ; *8* — conductă ; *9* — alimentator rotativ ; *10* — grătar de oțel inoxidabil ; *11* — cameră de închidere hidraulică ; *12* — vană ; *13* — intrarea gazului ; *14* — intrarea aerului ; *15* — camera de amestecare.

Componentele principale sînt încălzitorul de nisip și carbonizatorul. Nisipul se încălzește și apoi prin fluidizare curge printr-un preaplin în camera de carbonizare, în care se amestecă cu patul mişcător de brichete ce intră în cameră printr-un alimentator rotativ.

Amestecul de nisip şi brichete coboară prin cameră şi trece, pentru separare, peste un grătar de oţel inoxidabil. Nisipul căzut prin grătar trece printr-o vană, reglată automat, de unde, printr-o linie de transport, este readus în camera de încălzire.

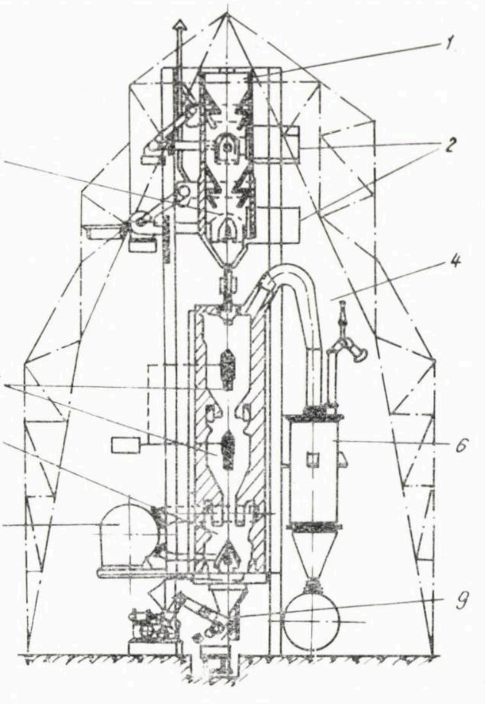


Fig. 6

Pentru transportul nisipului se foloseşte un amestec de gaze arse şi aer. Nisipul separat de brichete, după ieşirea din camera de carbonizare, reintră în circuit cu căldura sensibilă înmagazinată.

O încercare interesantă a fost făcută de către Dr. Andersen în timpul războiului cînd, datorită crizei de cocs pentru o fabrică de carbid, a realizat în instalaţia din figura 9 cocsificarea cărbunilor pe un grătar-lanţ, prin arderea parţială a materiilor volatile cuprinse în cărbune.

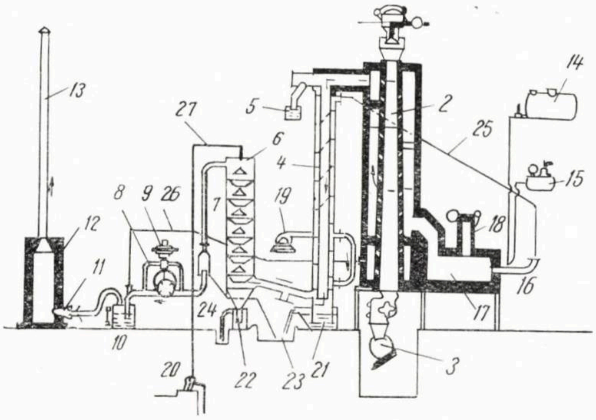


Fig. 7

După datele publicate, el a reuşit să prelucreze 180—300 kg cărbune/h/m² de grătar-lanţ, faţă de 10—12 kg/h/m² la cuptoarele obişnuite.

Aceste date corespund unei scurtări a perioadei de cocsificare de la 16—20 h la 12—20 min.

Deoarece căldura se obţine prin arderea parţială a masei cărbunoase (a materiilor volatile) procesul mai poartă denumirea şi de „cocsificare autogenă" sau de „autococsificare".

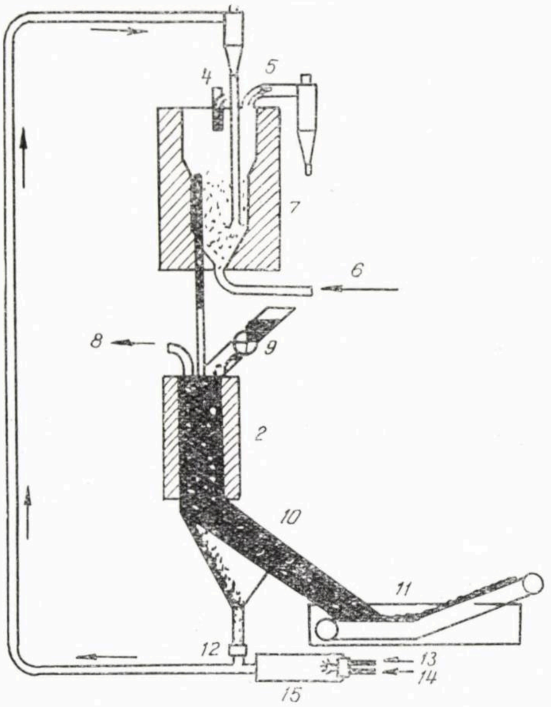


Fig. 8

O soluţie interesantă o reprezintă folosirea unui cuptor cu vatră circulară, care se studiază de cîţiva ani la Institutul chimico-tehnologic „Mendeleev" din Moscova.

Caracteristica principală a cuptorului circular este producerea cocsului în flux continuu şi încălzirea indirectă a şarjei, aflată pe vatra în mişcare (fig. 10: *1* — buncăr de descărcare; *2* — instalaţie de descărcare; *3* — buncăr de răcire a cocsului; *4* — canal de încălzire; *5* — cuptor; *6* — arzător; *7* — ieşirea produselor de ardere; *8* — plita de fontă a vetrei; *9* — izolaţie; *10* — boltă de carborund; *I—V* — orificii de vizitare), prin canalele de încălzire situate în bolta circulară fixă a cuptorului.

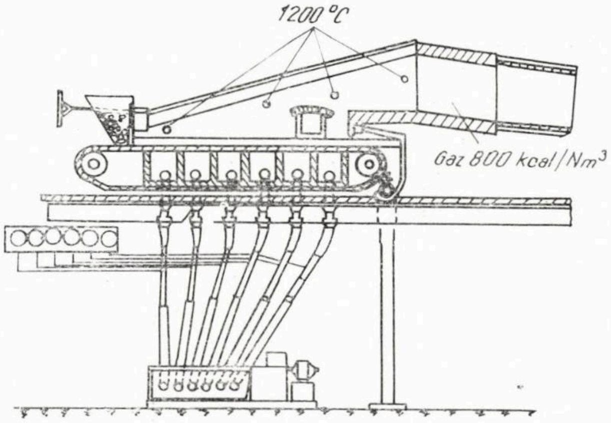


Fig. 9

Acest cuptor se pretează, pe lîngă cocsificarea şarjelor clasice, şi cocsificării brichetelor sau altor materiale ce rămîn în vrac.

Un agregat special este reprezentat de cuptorul tunel al procedeului I.Ch.P.W., în care, preluîndu-se principiile constructive folosite de cuptorul tunel de semicocsificare

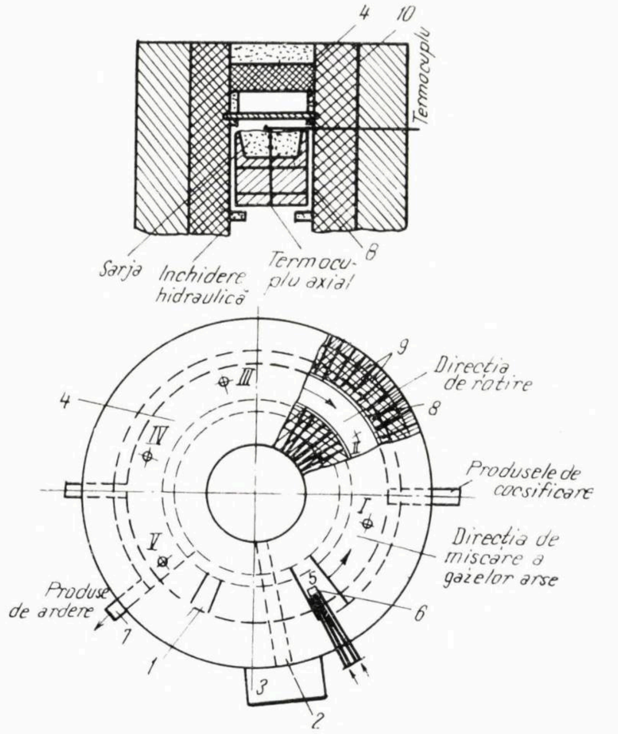


Fig. 10

pentru șisturi Lurgi-Kivioli, se realizează un tratament oxidativ al brichetelor de cocs mărunt, la temperaturi de 250—280°C.

La cuptoarele de cocsificare a brichetelor sau a materialelor în vrac, discontinue, verticale sau oblice, deservirea se face cu o mașină de șarjare — sau vagon de șarjare — asemănătoare cu mașina de șarjare de la cuptoarele orizontale cu încărcarea pe sus.

Vagoanele de stingere repetă principiile vagoanelor de stingere de la cuptoarele orizontale, cu deosebirea că la cuptoarele verticale trebuie să se înscrie în gabaritele spațiilor libere rămase între stîlpii de susținere ai cuptorului.

La cuptoarele continue — cu coloană continuă — circulația materialelor se face prin extragerea cocsului la partea inferioară (extractorul de la cuptorul vertical continuu Didier, notat cu numerele *6*, *7* și *8* în fig. 3) și curgerea întregii șarje în golul astfel format.

Alimentarea cu cărbune, brichete etc. se face fie prin coloană continuă, fie prin alimentator-tambur sau ecluză.

Toate aceste instalații care servesc pentru cocsificarea materialelor în vrac, a brichetelor și la producerea cocsului mărunt sînt caracterizate de o dezvoltare către capacități și productivități mai mari, pentru a asigura producerea cocsului necesar furnalelor, din cărbunii neaglutinanți, precum și cerințele, din ce în ce mai mari, de combustibili (cocs mărunt) pentru aglomerarea minereurilor de fier.

Studiul și cercetarea lor constituie una din căile de introducere a tehnicii noi în industria cocsochimică.

BIBLIOGRAFIE

[1] Barbu I., Milinovici I. Al. și Teodorescu Narcisa. *Cocsul metalurgic.* București, Editura tehnică, 1958.

[2] Brückner H., sub red. „*Handbuch der Gasindustrie, vol. I.*, München și Berlin, Oldenburg, 1938.

[3] Tîlev L. M., Dimitriev G. H. și Mihalov P. N. *Proizvodstvo i potreblenie burougelinogo koksa v Ghermanskoi Demokraticeskoi Respublike.* Moscova, Metallurghizdat, 1961.

[4] Bogoslovski Iu. ș.a. *Raspredelenie temperatur v kolțevoipeci dlia nepreriv̂novo koksovania uglei.* Koks i Himia, nr. 9, 1962, p. 30—35.

[5] Roga B. *Wegiel Kamienny przerobka i uzytkowanie.* Stalingrad, P.W.T., 1954.

[6] Agroskin A. A. și Selcov A. K. *Rassirenie ugolnoi bazî Kokșovania.* Moscova, Metallurghizdat, 1962.

Intreprinderea metalurgică AUGUST THYSSEN HÜTTE (R.F.G.).

Întreprinderea metalurgică August Thyssen Hütte (A.T.H.) se plasează pe locul al treilea în rîndul marilor producători mondiali de oțel din zona capitalistă (după United States Steel și Bethlehem Steel Co.) și pe primul loc, în rîndul producătorilor vest-europeni.

Întreprinderea A.T.H. este cel mai mare combinat siderurgic din R.F.G.; la 1 iunie 1964 avea peste 16 000 de salariați, din care 13 000 de muncitori, și o producție lunară medie care se cifra la aproximativ 310 000 t de fontă, 330 000 t oțel brut (din care 150 000 t prin procedeul Bessemer, 120 000 t prin procedeul Martin și 60 000 t prin insuflare cu oxigen) și 408 000 t de laminate, din care 163 000 t de benzi.

În ceea ce privește cifra de afaceri, întreprinderea A.T.H. deține în R.F.G. locul al treilea, iar în ceea ce privește capitalul social, locul al cincilea. În producția totală de oțel a R.F.G., întreprinderea are o pondere de 23,4%.

Aprovizionarea cu minereu se face, în ultima vreme, din străinătate, în special din Brazilia, Venezuela, Mauritania și Suedia.

Întreprinderea A.T.H. dispune de două mari uzine: una la Duisburg-Hamborn, alta la Beeckerwerth.

Uzina Hamborn, așezată pe Rhin, este deservită de un port echipat cu utilajul cel mai modern; dispune de o cocserie cu cinci baterii, avînd în total 340 cuptoare și o capacitate lunară de producție de 140 000 t, și de o fabrică de aglomerare cu o instalație veche cu patru benzi și una foarte modernă, montată în 1964, prevăzută cu echipament automat de comandă. Secția furnale cuprinde nouă unități, cu diametrul la creuzet variind între 6,5 și 9,5 m. Cele două furnale mai mari au echipament automat de încărcare, iar unul este prevăzut cu regim de lucru de mare presiune la gură. Oțelăria se compune dintr-o secție cu șapte convertizoare bazice, de 37 t, cu o capacitate lunară de 150 000 t, dispunînd și de trei melanjoare de 1 000 t, și dintr-o secție Martin cu 100 de cuptoare, din care patru de 300 , patru de 150 și două de 90 t; capacitatea lunară, 120 000 t. Secția de laminoare este înzestrată cu un bluming cu laminoare universale de profile grele, precum și cu alte tipuri de laminoare, toate cu o capacitate anuală de 2,6 mil. t. Pentru încălzirea lingourilor dispune de 56 de cuptoare de maleabilizare încălzite cu gaz de furnal.

Uzina Beeckerwerth dispune de o oțelărie cu insuflare de oxigen echipată cu două convertizoare L.D., de 200 t, funcționînd cu 70% fontă lichidă și cu 30% fier vechi. Un melanjor de 1 600 t și două fabrici de oxigen cu o capacitate de 8 500 m³/h fiecare completează oțelăria; capacitatea lunară de producție poate atinge 140 000 t.

Uzina mai dispune și de un laminor slebing la cald și rece pentru tablă.

Un calculator electronic digital va fi programat pentru comanda integrală a procesului de producție.

„Revue de Métallurgie”, nr. 4, aprilie 1965.
„Steel Times”, nr. 5044/1965.
„Iron and Steel”, nr. 6, mai 1965.
„Iron and Steel Works of the World”, 1962.

Instalații pilot pentru încercări de cocsificare a cărbunilor. Gupta N. N. D. Blast Furnace and Steel Plant, 53, nr. 4, 1965, p. 315—318.

Încercările efectuate în laborator pentru stabilirea proprietăților de cocsificare a cărbunilor nu dau în general rezultate suficient de sigure pentru a se trage concluzii în ce privește fabricarea cocsului în agregate industriale. Astfel, probele efectuate asupra bucăților de cocs mici și compacte produse în laborator indică de obicei rezistențe mai ridicate decît în cazul bucăților mari produse în cuptoarele cocseriilor.

Pentru a se obține rezultate mai concludente a fost construită în Japonia o stație experimentală cuprinzînd cuptoare de cocsificare, de diferite tipuri, precum și instalațiile de pregătire a cărbunilor și de recuperare a produselor chimice.

Primele încercări se efectuează folosind un cuptor electric cu o capacitate de 200 kg cărbuni, avînd o retortă de oțel cu dimensiunile de 1 120 × 685 × 254 mm. Încălzirea cuptorului se face cu ajutorul unei rezistențe electrice înzidite în pereți. Perioada de cocsificare este de 9—10 h, temperatura în cuptor putînd fi ridicată pînă la 900°C, cu o viteză de 25—30 °C/h. Cuptorul permite determinarea presiunii de umflare avînd un perete mobil și dispozitive de măsurare a presiunii. Datorită temperaturii relativ reduse de cocsificare, răcirii mai lente a cocsului (în retortă, în afara contactului cu aerul) și manipulărilor mai ușoare, caracteristicile fizice ale cocsului produs în acest cuptor sînt întrucîtva superioare cocsului care se produce din aceiași cărbuni la experimentările din celelalte cuptoare.

Stația cuprinde și două cuptoare încălzite cu gaze, fiecare cu o capacitate de 500 kg cărbuni, unul construit din cărămizi aluminoase, camera avînd dimensiunile de 1 060 × 710 × ×305 mm, altul din cărămizi de silica, cu dimensiunile de 1 370 × 1 070 × 460 mm.

Și aceste cuptoare au cîte un perete mobil și un sistem de pîrghii pentru măsurarea presiunii de umflare. Răcirea cocsului se face cu apă.

Un interes deosebit îl prezintă bateria cu trei cuptoare care permit realizarea unor condiții de lucru asemănătoare cu cele industriale. În tabela 1 se dau principalele date constructive și de funcționare ale acestor cuptoare.

Tabela 1

Caracteristica	Unitatea de măsură	Cuptorul		
		1	2	3
Lungimea	mm	2 750	2 750	2 750
Înălțimea	mm	1 220	1 220	1 220
Lățimea	mm	355	405	455
Capacitatea	kg cărbune	980	1 000	1 100
Durata de cocsificare	h	14	17	19

Prin modificarea temperaturii în canalele de încălzire și a vitezei de încălzire, precum și prin efectuarea încercărilor în camere cu lățimi diferite se asigură cele mai bune condiții de experimentare. Cuptoarele sînt prevăzute cu instalații de încărcare și de ștampare de tipul celor industriale.

Din experiența obținută la stația experimentală a rezultat că determinările efectuate asupra cocsului produs la bateria cu trei cuptoare dau rezultate deplin concludente pentru trecerea la producerea pe scară industrială a cocsului.

Îndepărtarea sulfului din sulfuri și sulfați la aglomerarea minereurilor de fier. Namiatov G. N., Feșcenko I. I. și Glovațki A. B. Stal, nr. 11, 1965, p. 974—976.

La una din fabricile de aglomerare din U.R.S.S. minereul folosit conține sulful sub formă de pirită și sulfat de bariu. Pentru a se ușura desulfurarea în furnal, s-a studiat posibilitatea îndepărtării cît mai avansate a sulfului încă în timpul procesului de aglomerare pe bandă. Conținutul mediu de sulf în amestecul de aglomerare este de 0,6—0,7%.

În urma studiului efectuat s-a stabilit următoarea repartizare a sulfului în stratul de amestec de aglomerare, în timpul aglomerării (fig. 1: *ZU* — zona umedă; *ZU*$_s$ — zona de uscare; *AP* — aglomerat plastic; *AR* — aglomerat rece).

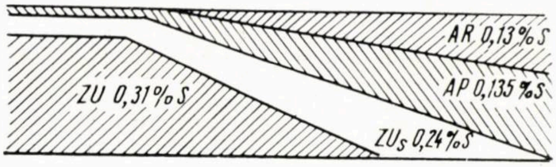


Fig. 1

La începutul procesului de aglomerare sulful degajat din partea superioară a stratului de amestec de aglomerare este absorbit de partea inferioară a stratului, mai ales în zona umedă. Aici sulful poate reacționa cu calcarul.

În cazul cînd în amestecul de aglomerare se introduce calcar, îndepărtarea sulfului din pirite decurge în trei etape: 1) oxidarea piritei cu degajare de SO_2; 2) formarea sulfatului de calciu după reacția:

$$2SO_2 + 2CaO + O_2 = 2CaSO_4$$

și 3) descompunerea termică a sulfatului de calciu.

Îndepărtarea sulfului din minereul conținînd sulfat de bariu se produce după schema următoare: În prima etapă are loc descompunerea termică a sulfatului de bariu, favorizată de prezența silicei:

$$BaSO_4 + SiO_2 \rightarrow BaO \cdot SiO_2 + SO_2.$$

Bioxidul de sulf, de asemenea, reacționează în partea inferioară a stratului cu varul, dînd naștere la sulfatul de calciu.

Viteza de îndepărtare a sulfului din amestecul de aglomerare care conține atît sulfuri (pirită), cît și sulfat de bariu, depinde de viteza de descompunere a sulfatului de bariu, proces care începe la 1 300°C (descompunerea sulfatului de calciu începe la 960°C).

Ridicarea temperaturii amestecului de aglomerare prin mărirea consumului de cocs nu a dat rezultate din cauza scăderii accentuate a conținutului de oxigen în faza gazoasă, acesta fiind consumat în primul rînd de cocs.

Pentru a se obține un grad ridicat de desulfurare s-a studiat influența compoziției amestecului de aglomerare și a consumului de cocs asupra desulfurării. Rezultatele cele mai bune au fost obținute cu amestecuri conținînd 70% minereu de sulf sub formă de sulfat de bariu și 30% minereu de sulf sub formă de pirită.

Din analiza corelațională a procesului de aglomerare rezultă că bazicitatea influențează cel mai mult asupra conținutului de sulf în aglomerat. Creșterea bazicității cu 0,2 determină creșterea conținutului de sulf în aglomerat cu 0,03%. Fără a modifica bazicitatea aglomeratului, conținutul de sulf în aglomerat poate fi redus numai prin ridicarea temperaturii de topire a amestecului de aglomerare. Tot din această analiză rezultă că pentru reducerea conținutului de sulf în aglomerat este recomandabil să se lucreze cu strat de aglomerare cu înălțime maximă, mărindu-se, pe cît posibil, cantitatea de retur în amestec, la un consum optim de combustibil. La un consum de retur de 27% desulfurarea amestecului de 70% minereu cu sulfat de bariu și 30% minereu cu pirită atinge 73%.

Variația umidității în limitele admisibile din punct de vedere tehnologic nu influențează asupra conținutului de sulf în aglomerat. Creșterea sau micșorarea umidității în afara limitelor admisibile determină o creștere a conținutului de sulf în aglomerat.

Presiunea coloanei de încărcătură a furnalului. Tleugabulov S. M., Şumakov L. G. şi Fialkov B. S. Stal, nr. 11, 1965, p. 969—973.

Pe baza rezultatelor obţinute cu ocazia unor experienţe efectuate pe modele mici unii cercetători au ajuns la concluzia că presiunea activă a încărcăturii furnalului reprezintă numai 7—10% din greutatea încărcăturii şi prin urmare etalajul joacă un rol negativ în coborîrea materialelor. Dar experienţele efectuate ulterior direct la furnal au infirmat această concluzie. Alţi cercetători sînt de părere că etalajul joacă, dimpotrivă, un rol pozitiv în ceea ce priveşte repartizarea gazelor pe secţiunea transversală a furnalului. Problema repartizării presiunii coloanei de materiale în furnal şi a valorii absolute a acestei presiuni necesită un studiu mai aprofundat.

În cadrul unor lucrări s-a determinat o greutate activă relativă de 18,2% şi chiar de 40—45%.

Pentru precizarea acestor valori autorii de mai sus au efectuat o serie de experienţe pe modele mari ale unui furnal de 1 719 m³. Modelele plate au fost executate la scara 1 : 15, iar cele cu secţiune rotundă, la scara 1 : 25.

Greutatea activă a fost măsurată atît în timp ce încărcătura se afla în stare de repaus, cît şi în timpul coborîrii încărcăturii, la diferite valori ale coeficientului de frecare între material şi suprafaţa interioară (pereţii) modelului.

În modelul plat s-a încărcat un amestec de 57,5% minereu de fier, 25,3% cocs mărunt şi 17,2% calcar, corespunzător compoziţiei încărcăturii furnalului modelat. Greutatea activă a fost înregistrată tot timpul ridicării nivelului încărcăturii.

Pe măsura creşterii înălţimii coloanei de materiale presiunea (greutatea) activă (verticală) a acesteia pe suprafaţa inferioară a crescut continuu, dar porţiile de încărcătură au exercitat o presiune din ce în ce mai mică (fig. 1 : $Q^î$ — greutatea încărcăturii; $P_v^î$ — presiunea verticală a coloanei de încărcătură, în kg şi % din $Q^î$).

Greutatea activă a încărcăturii a fost, în cadrul acestor experienţe, de circa 40%. După ce coloana de materiale s-a pus în mişcare prin deschiderea unor orificii prevăzute la partea inferioară, greutatea activă a încărcăturii a început să crească, atingînd valoarea maximă, de circa 60%, în momentul cînd a început să coboare nivelul încărcăturii. Întrucît este bine stabilit că viteza de coborîre a încărcăturii în zona centrală este mult mai mică decît deasupra zonei de ardere a gurilor de aer, este important în primul rînd să se determine greutatea (presiunea) activă deasupra zonei de ardere a gurilor de aer.

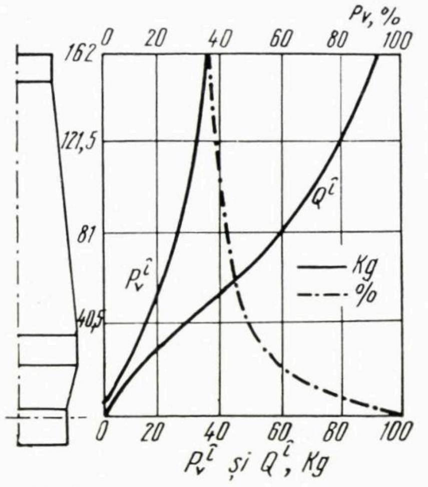


Fig. 1

În modelul cu secţiune rotundă s-a încărcat cocs mărunt (4—0 mm) în porţii de 5 kg şi aglomerat (10—0 mm) în porţii de 15 kg.

Greutatea activă a încărcăturii în repaus a variat între 15,6 şi 22%, în funcţie de viteza de încărcare a materialului.

Aceasta se explică prin creşterea impulsului cu viteza, la aceeaşi înălţime de cădere a materialelor. În cursul coborîrii materialelor greutatea lor activă a atins valoarea de 32% în raport cu greutatea totală, ceea ce înseamnă că valoarea coeficientului de frecare în repaus şi la coborîrea încărcăturii nu este aceeaşi. Experienţele efectuate au arătat că greutatea (presiunea) activă a încărcăturii deasupra zonei de ardere a gurilor de aer în timpul coborîrii încărcăturii nu depinde de valoarea ei medie pe planul de la nivelul gurilor de aer şi, întotdeauna, indiferent de condiţii, este practic egală cu zero. Aceasta se explică prin proprietăţile mecanice ale încărcăturii. Apariţia diferenţelor de viteză în încărcătură este urmată de obicei de formarea unei zone afinate, unde încărcătura coboară cu viteză maximă. În zonele afinate încărcătura coboară prin formarea şi prăbuşirea periodică a unor bolţi.

Calculele efectuate pe baza măsurării presiunii laterale arată că în urma redistribuţiei presiunii laterale pe înălţimea furnalului, valoarea ei medie în cursul coborîrii încărcăturii scade cu 25 — 30% în comparaţie cu presiunea în repaus.

În cursul coborîrii încărcăturii presiunea laterală se redistribuie pe înălţimea furnalului, iar presiunea verticală, pe secţiunea transversală a acestuia.

La furnale, deasupra zonei de ardere a gurilor de aer încărcătura nu este compactă şi de aceea aici presiunea verticală trece în presiune laterală, care se transmite asupra părţii centrale, asupra părţilor periferice şi asupra zidăriei.

Greutatea (presiunea) activă a coloanei de încărcătură nu este cauza coborîrii încărcăturii şi de aceea nu dictează productivitatea furnalelor. Creşterea ei excesivă nu este recomandabilă, deoarece duce la sfărîmarea cocsului. Coborîrea încărcăturii este funcţie numai de mişcarea ei deasupra zonelor de ardere ale gurilor de aer.

Reglarea automată a distribuţiei aerului între gurile de aer ale furnalelor. Cernov G. I., Evdochimov N. A., Muserski E. V., Serejkin B. I. şi Nicolaev M. R. Metallurg, nr. 6, 1965, p. 8—10.

La una din uzinele metalurgice din U.R.S.S. a intrat în exploatare din anul 1963 un sistem de reglare automată a distribuţiei aerului între gurile de aer ale furnalului. Sistemul asigură un control riguros al debitului de aer la fiecare gură de aer şi o distribuţie corespunzătoare cu necesităţile procesului tehnologic.

Înainte de intrarea în funcţiune a sistemului de reglare automată a distribuţiei aerului, furnalul la care acesta a fost instalat a funcţionat timp de 3 ani fără reparaţii capitale. Profilul furnalului a fost din acest motiv mult modificat faţă de starea iniţială. Măsurările efectuate au arătat că

Tabela 1

Denumirea indicatorului	Perioada I	Perioada a II-a
Durata perioadei, zile	48	35
Productivitatea, t/zi	1 263	1 315
C.n.v.u.	0,750	0,720
Conţinutul de fier în minereu, %	49,7	49,6
Consumul de materiale, kg/t fontă:		
aglomerat	2 061	2 107
minereu clasa 20	21	3
zgură sudată	—	5
adaosuri metalice	6	2
calcar	187	171
cocs uscat	660	631
Consumul de gaz metan m³/t fontă	90,2	98,0
Cantitatea relativă de zgură, kg/t fontă	734	738
Compoziţia fontei, %:		
Si	0,71	0,72
Mn	1,28	1,39
S	0,037	0,034

prin gurile de aer intrau în furnal cantităţi foarte diferite de aer. Astfel, prin gurile de aer situate în zona orificiului de evacuare a fontei şi a orificiului de evacuare a zgurei preluau o cantitate sporită de aer în raport cu celelalte guri de aer. Imediat după intrarea în funcţiune a sistemului de reglare, neuniformitatea distribuţiei aerului a fost redusă pînă la devieri de 3–6 % faţă de valoarea medie a debitului. În acest fel, s-a reuşit să se obţină o repartiţie mai uniformă a gazelor pe secţiunea transversală a furnalului. Caracterul repartiţiei radiale a conţinutului de CO_2 în gaz nu s-a schimbat, dar s-a constatat o creştere generală a conţinutului de CO_2 cu 0,2–0,6 %. Raportul $CO : CO_2$ a scăzut în perioada verificării sistemului de reglare de la 2,0 pînă la 1,91.

Reglarea automată a distribuţiei aerului a avut urmări pozitive atît asupra procesului tehnologic, cît şi asupra calităţii fontei. Acest lucru este atestat şi de datele prezentate în tabela 1 (perioada I este cea care a precedat reglării automate, iar perioada a II-a este aceea în care s-a verificat sistemul de reglare).

Procedeul L.D. în siderurgia mondială.

La 27 noiembrie 1952 s-a obţinut prima şarjă de oţel L.D. la Linz (Austria) şi de atunci interesul siderurgiştilor pentru acest nou procedeu de elaborare a oţelului a crescut necontenit.

Ideea insuflării unui curent de oxigen, cu o oarecare viteză, pe suprafaţa unei băi de fontă topită, a fost practicată pentru prima dată de profesorul Robert Durrer (Elveţia). În anul 1947 a fost instalat primul convertizor experimental cu o capacitate de 3 t şi prima şarjă de oţel, de aproape o tonă, a fost obţinută în martie 1948.

Bazată pe aceste experienţe, întreprinderea austriacă VOEST, din Linz, a instalat un convertizor experimental de 2 t şi în iunie 1949 s-a obţinut prima şarjă.

Lucrările au fost continuate la Donawitz cu convertizoare de 5 şi 10 t. În ambele localităţi, experienţele se făceau pe lîngă oţelăria Martin existentă.

Rezultatele favorabile obţinute au determinat construirea primei oţelării L.D. (Linzer Düsenverfahren) la Linz, cu o capacitate anuală de 250 000 t.

După un an, în 1953 o oţelărie L.D. se construieşte şi la Donawitz. Prima oţelărie L.D. în afara graniţelor Austriei se construieşte în 1954 în Canada de întreprinderea Dominion Foundries.

Motivul pentru care s-a folosit aşa de tîrziu oxigenul în elaborarea oţelului nu a fost numai lipsa unor metode adecvate, ci mai ales, costul ridicat al oxigenului şi capacitatea redusă a instalaţiilor producătoare de oxigen. Cînd aceste două ultime cauze au putut fi soluţionate, a apărut şi procedeul L.D.

Astăzi, procedeele de elaborare a oţelului cu oxigen şi în special procedeul L.D. au căpătat o extindere deosebit de mare şi intră în competiţie cu metodele clasice: Bessemer, Thomas, Martin. Dacă în anul 1952 producţia totală de oţel cu oxigen nu a depăşit 8 000 t, în cursul anului 1965 s-a atins cifra de 100 mil. t, iar pînă în anul 1970 se estimează că această producţie va ajunge la 160 mil. t.

Procedeul L.D. a găsit o apreciere deosebită în Japonia, unde încă din anul 1963 producţia de oţel L.D. era aproape egală cu aceea de oţel Martin, situaţie care nici pînă astăzi nu se mai întîlneşte în altă ţară. Din tabela 1 se vede că Japonia deţine, în prezent, cel mai mare număr de instalaţii şi cea mai mare producţie de oţel L.D. din lume.

În S.U.A., noul procedeu a pătruns mai greu la început, dar astăzi se află în plină ascensiune şi în primul semestru al anului 1965 producţia atinsese 22 mil. t, reprezentînd aproximativ 16 % din totalul producţiei naţionale. De menţionat că prima instalaţie L.D. din S.U.A. s-a făcut abia în anul 1958, dar după doi ani, în 1960, producţia era de 3 mil. t. Specialiştii presupun că pînă în anul 1970, producţia de oţel L.D. va reprezenta în S.U.A. cam 50 % din totalul producţiei.

Interesul crescînd pe care procedeul L.D. se pare că l-a trezit acum în rîndul siderurgiştilor americani a găsit un ecou deosebit şi în ţările din vestul Europei. Din tabela 2 se desprinde pătrunderea tot mai accentuată a noului procedeu în siderurgia ţărilor care fac parte din C.E.C.O.

Tabela 1

Ţara	Instalaţii actuale		Instalaţii în proiect	
	Numărul de convertizoare	Producţia *	Numărul de convertizoare	Producţia
Anglia	12	6 270	3	560
Australia	4	2 200	2	840
Austria	7	1 980	1	660
Belgia	9	3 370	4	2 310
Brazilia	6	1 090	4	960
Bulgaria	—	—	3	1 250
Canada	6	3 200	1	50
Cehoslovacia	—	—	3	2 200
Filipine	—	—	2	500
Franţa	12	3 630	1	240
Germania	19	8 230	9	5 790
Grecia	2	300	—	—
India	5	920	2	880
Italia	5	5 300	—	—
Iugoslavia	—	—	2	850
Japonia	42	29 310	10	7 920
Luxemburg	4	850	2	660
Malaezia	—	—	2	140
Norvegia	2	330	—	—
Olanda	3	2 760	—	—
Peru	—	—	2	—
Polonia	—	—	2	1 300
Portugalia	2	230	—	—
Spania	2	440	7	3 940
S.U.A.	38	25 890	20	19 350
Suedia	2	130	1	660
Tunisia	—	—	2	100
Turcia	2	550	—	—
U.R.S.S.	11	5 060	10	8 200
TOTAL	195	102 040	95	59 360

* Exprimată în ,,short tons'' (907,184 kg).

Tabela 2

Procedeul	% din producţia totală			
	1960	1962	1963	1964
Thomas şi Bessemer	49,6	47,0	45,8	42,6
Martin	37,8	36,2	34,5	33,8
Electric	10,4	12,0	12,2	11,6
L.D.	2,2	4,8	7,5	12,0

Marile întreprinderi siderurgice vest-europene fac investiţii tot mai mari în instalaţii L.D. Grupul Hoesch (R.F.G. a renunţat la planul iniţial de a construi convertizoare pentru preafinarea fontei fosforoase destinată cuptoarelor Martin şi a hotărît să construiască o oţelărie cu oxigen de mare capacitate, cu convertizoare de 130–140 t şi o producţie totală anuală de 1,4 mil. t; această oţelărie urmează să fie dată în exploatare către sfîrşitul anului 1967 şi va înlocui vechea oţelărie Thomas. În noua oţelărie se va putea lucra fie prin procedeul L.D., fie prin varianta vest-europeană L.D.–A.C. ceea ce va permite şi prelucrarea fontei fosforoase sau cu conţinut scăzut de fosfor.

Cea mai veche oţelărie Thomas din Europa, aparţinînd firmei vest-germane Hörde, şi-a încetat activitatea la sfîrşitul anului 1964 cedînd locul unei oţelării L.D.–A.C. cu trei convertizoare, care au o capacitate lunară de producţie de 150 000 t oţel.

Firma belgiană Cockerill-Ougrée va înlocui de asemenea o veche oţelărie Thomas cu o oţelărie L.D.; încă în cursul anului 1965 a fost dat în exploatare unul din cele mai mari convertizoare, la uzina Seraing, cu o capacitate de 180 t.

Se remarcă în ultima vreme o tendinţă accentuată de a se construi convertizoare de mare capacitate. În Italia, de exemplu, încă din anul 1964 s-au construit două convertizoare uriaşe, unul de 285 t, altul de 330 t, fiind considerate la ora actuală cele mai mari din lume. Şi în S.U.A. s-a anunţat, de curînd, că firma Granite City Steel începe construirea unei oţelării L.D. compusă din două convertizoare de cîte 220 t.

Se mai observă şi tendinţa de a se construi convertizoare echipate cu dispozitive de injectare a prafului de var şi de recuperare a gazelor. Injectarea prafului de var prin lance se foloseşte în special în Europa Occidentală pentru tratarea fontei cu conţinut bogat de fosfor. Mai multe oţelării din Belgia, Franţa, R.F.G. studiază şi construirea de instalaţii pentru recuperarea gazelor nearse; se pare că aceasta va reduce costurile de exploatare ale oţelăriilor L.D.

O inovaţie recentă este folosirea unui dispozitiv de lance, pentru insuflarea oxigenului, cu mai multe orificii, la unele uzine din S.U.A., Japonia, R.F.G.

BIBLIOGRAFIE

[1] Jackson A. *Oxygen Steelmaking for Steelmakers*. Londra, 1964.
[2] Iron and Steel, nr. 12, 1965.
[3] Iron and Steel Engineer, nr. 5, 1964.
[4] Blast Furnace and Steel Plant, nr. 9, 1965.
[5] Journal of Metals, nr. 4 şi 5, 1965.
[6] Metal Progress, nr. 4, 1964.
[7] Steel Times, nr. 5022, 1964.
[8] Steel Times, nr. 5038, 5043, 5052 şi 5057, 1965.
[9] Acier, Stahl, Steel, nr. 10 şi 11, 1964.
[10] Acier, Stahl, Steel, nr. 1 şi 2, 1965.
[11] Revue de Métallurgie, nr. 7–8, 11 şi 12, 1964.
[12] Revue de Métallurgie, nr. 4 şi 6, 1965.

Turnarea continuă cu instalaţii Mannesmann. Starat F. W. Journal of Metals, 17, nr. 8, 1965, p. 861–865.

După trecerea de la primul tip de maşină de turnare continuă verticală (care avea o înălţime de 21 m) la maşina de turnare verticală cu curbarea în direcţie orizontală a barei (de 16 m înălţime), a fost realizată o nouă maşină de turnare cu o înălţime de numai 5,5 m. La această maşină — de tip „oval" — raza de curbură a barei nu este constantă, ci creşte pe măsură ce bara înaintează de la cristalizor spre rolele de îndreptare; de asemenea, prezintă interes faptul că îndreptarea barei se efectuează în timp ce aceasta are încă miezul lichid. Cristalizorul este de construcţie specială, avînd un perete care se poate schimba rapid pentru a se modifica lăţimea slebului. Se poate turna o întreagă şarjă de 160 t într-un singur sleb, în circa 90–100 min, cu viteze de 60–65 cm/min. Slebурile au dimensiuni pînă la 2 100 × × 300 mm. Temperatura de evacuare a oţelului din cuptor este de 1 620–1 630°C, iar cea de turnare, de circa 1 600 °C.

În prezent se toarnă oţeluri cu conţinut redus de carbon şi oţeluri manganoase. La începerea turnării se foloseşte un dispozitiv de amorsare obişnuit, iar bara înaintează, pentru a nu se deforma din cauza presiunii ferostatice, încadrată într-un sistem de role de ghidare. Îndreptarea barei se efectuează cu ajutorul a patru perechi de role speciale, iar tragerea barei se realizează cu alte două perechi de role. Capacitatea instalaţiei este de 25 000 t semifabricate/lună.

Pe baza rezultatelor bune obţinute s-a hotărît dublarea capacităţii maşinii; prin aceasta se va reduce durata de turnare a unei şarje la 60 min. De asemenea, se prevede că o nouă oţelărie care va intra în funcţiune în anul 1966, în R.F. Germania, va turna 2/3 din producţia celor două convertizoare, cu o capacitate de 200 t, într-o instalaţie de turnare continuă „ovală" cu două maşini, fiecare avînd două fire. Durata de turnare a unei şarje de 200 t va fi de 75 min, iar capacitatea totală de turnare continuă, de 80–100 000 t sleburi cu secţiunea de 2 000 × 250 mm pe lună.

Perspective interesante prezintă realizarea unei instalaţii de turnare continuă de foarte mare capacitate, care ar turna semifabricate cu secţiunea avînd dimensiunea de 300 × × 600 mm; aceste semifabricate ar urma să fie trecute la un bluming pentru a fi laminate la dimensiuni acceptabile pentru un laminor de profile.

De asemenea, se realizează progrese în turnarea continuă a unor secţiuni tubulare, care prezintă avantajul unei suprafeţe interioare mai netede decît la tuburile laminate.

Instalaţie de degazare sub vid tip DH într-o oţelărie cu cuptoare Martin bazice. Arke A. J., Kowal R. T. şi Altimore F. O. Journal of Metals, 17, nr. 8, 1965, p. 897–901.

Cerinţele din ce în ce mai ridicate în ce priveşte calitatea oţelului au dus la realizarea unor procedee perfecţionate de degazare cu ajutorul vidului. Cu ajutorul unei instalaţii puse în funcţiune în 1964 la Pittsburg (S.U.A.) se tratează şarja de 360 t în 25 min. Prezintă interes construcţia care suportă camera de vid, permiţînd totodată oscilarea acesteia în direcţie verticală; întreaga construcţie se poate deplasa pe şine, pentru a aduce camera de vid fie deasupra oalei de turnare, fie la cuptorul de preîncălzire. Construcţia suportă, de asemenea, camera de comandă, care cuprinde instalaţiile de acţionare ale pompelor, ale mişcării camerei de vid şi a construcţiei, ale sistemului de adăugare în oală a feroaliajelor; în camera de comandă se află şi dispozitivele de înregistrare a presiunii din camera de vid, a greutăţii oalei cu oţel, a greutăţii oţelului din camera de vid, a temperaturii oţelului din oală şi a poziţiei camerei de vid.

Presiunea de lucru este de 1 mm col. Hg, ceea ce provoacă ridicarea nivelului oţelului prin tubul de absorbţie cu 140 cm peste nivelul din oală. La coborîrea oalei, în camera de vid pătrunde o porţie de 33 t, astfel încît degazarea întregii cantităţi de oţel dintr-o oală se efectuează în decursul a 11 oscilaţii. Timpul în care se efectuează un ciclu complet este de 20 s.

Pentru căptuşeala camerei de vid se recomandă materiale refractare obţinute prin topire şi turnare, cu ajutorul cărora s-au realizat campanii de 100 şarje. În intervalul dintre operaţiile de degazare, căptuşeala camerei de vid trebuie menţinută la o temperatură de 1 550°C.

Se arată că instalaţia a fost folosită pentru efectuarea unei serii de cercetări privind dezoxidarea cîtorva tipuri de oţeluri calmate, semicalmate şi aliate. A rezultat că, prin reducerea presiunii se intensifică, în metalul lichid, reacţiile dintre carbon şi oxigen şi, ca urmare, prin tratarea în vid, conţinutul de oxigen al oţelului se micşorează cu circa 25%; de asemenea, se reduc în măsură însemnată incluziunile oxidice.

Influenţa tratamentului sub vid şi a dezoxidării oţelului asupra apariţiei defectelor de suprafaţă ale lingourilor turnate continuu. Juravlev P. Ia., Efros D. I., Kutenko Iu. V., Pokrovski V. A., Granat I. Ia., Morozenski L. I. şi Gorski V. B. Stal, nr. 10, 1965, p. 891–894.

Lingourile de oţel calmat pentru construcţii de maşini prezintă la turnarea continuă cîteva defecte caracteristice, ca: incluziuni superficiale de zgură, înglobări de pojghiţă, sufluri marginale şi pori. Pentru a se stabili cauzele acestor defecte s-a studiat amănunţit procesul de turnare a lingourilor continue cu secţiunea de 220 × 220 mm. O atenţie deosebită a fost acordată antrenării zgurei din pîlnia intermediară şi interacţiunii dintre oţelul lichid şi materialele refractare, deoarece zgura antrenată cu oţelul intră în cristalizor şi poate produce o parte din defectele de mai sus. S-a constatat că antrenarea zgurei din pîlnia intermediară nu constituie cauza principală a apariţiei incluziunilor de zgură de pe suprafaţa lingourilor. Aceste incluziuni sînt deci rezultatul eroziunii dopurilor şi orificiilor pîlniei intermediare de către oţelul care curge în cristalizor. Eroziunea are loc, după toate probabilităţile, în urma interacţiunii dintre incluziunile nemetalice din oţel şi materialele refractare. Rezultatele cercetărilor efectuate au arătat că în cadrul acestei interacţiuni un loc important îl ocupă adsorbţia incluziunilor nemetalice pe suprafaţa materialelor refractare ale pîlniei intermediare. Dacă produsele interacţiunii au viscozitate mică, ele sînt „spălate" uşor şi în întregime de către jetul de oţel. Dacă ele au viscozitate mare, „spălarea" lor este numai parţială şi ca urmare se produce blocarea orificiului pîlniei intermediare.

Creşterea cantităţii de aluminiu folosit pentru dezoxidarea oţelului contribuie, de asemenea, la blocarea orificiilor, mai ales la conţinuturi mai ridicate de carbon (pînă la 0,5 %). Produsele care rezultă din interacţiunea între oţel şi materialele refractare intră în cristalizor şi dau naştere incluziunilor de zgură de la suprafaţa lingoului.

S-a constatat însă prezenţa unor astfel de incluziuni şi pe porţiunile iniţiale ale lingoului, obţinute la începutul turnării, cînd nu puteau încă lua naştere produse ale interacţiunii între oţel şi materialele refractare. S-a ajuns la concluzia că aceste incluziuni provin din masa refractară folosită pentru repararea pîlniilor intermediare. Prin urmare, este necesar să se acorde toată atenţia controlului stării căptuşelii refractare înainte de turnare.

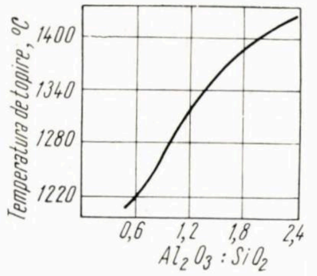


Fig. 1

Este necesar să se asigure condiţii corespunzătoare pentru ca incluziunile de zgură să fie situate cît mai la suprafaţă, să fie cît mai fragile şi mai subţiri. Acest lucru este posibil dacă produsele eroziunii materialelor refractare sînt uşor fuzibile şi suficient de fluide, pentru ca la intrarea lor în cristalizor să ia forma unei pelicule subţiri pe suprafaţa oţelului. Cercetările efectuate în această direcţie au arătat că temperatura de topire a incluziunilor de zgură este cu atît mai ridicată, cu cît este mai mare raportul $Al_2O_3 : SiO_2$ în compoziţia lor (fig. 1).

Avînd în vedere acest fapt, s-a redus cantitatea de aluminiu folosit pentru dezoxidare, mărindu-se însă cantitatea de silicocalciu, care s-a adăugat pe jgheab, în timpul evacuării şarjei. În acest fel s-a reuşit să se îmbunătăţească în mod simţitor calitatea suprafeţei lingourilor. Rebutul la laminare a scăzut de 2—3 ori. A devenit însă mai frecventă apariţia suflurilor, ca urmare a unei dezoxidări insuficiente. Aceasta se datoreşte nu puterii insuficiente de dezoxidare a silicocalciului, ci faptului că acesta, avînd greutate specifică mică şi temperatură de fierbere scăzută, participă în măsură prea mică la procesul de dezoxidare, deoarece o parte însemnată se pierde.

Rezultate şi mai bune s-au obţinut în cazul reducerii cantităţii de aluminiu (pînă la 0,3—0,5 kg/t), fără a se compensa aceasta prin adaos de silicocalciu.

La turnarea oţelului aliat (20—40 H, 4 HN, 12 HN2A şi 20HN3A) cele mai bune rezultate în ceea ce priveşte calitatea suprafeţei lingourilor turnate continuu au fost obţinute prin tratamentul sub vid în oala de turnare după dezoxidare, la presiunea de circa 3,0 mm col. Hg. S-a observat că în timpul tratamentului sub vid temperatura oţelului a scăzut cu 2,7°C pe minut.

Rezultatele obţinute prin tratamentul sub vid sînt explicate în primul rînd prin modificarea compoziţiei incluziunilor nemetalice. Cercetările efectuate au arătat că la oţelul tratat sub vid, raportul $Al_2O_3 : SiO_2$ din compoziţia incluziunilor nemetalice este mai mic decît la oţelul netratat în vid. În plus, în cursul tratamentului sub vid are loc şi o scădere a conţinutului de oxigen şi de incluziuni nemetalice în oţel, ceea ce contribuie la micşorarea eroziunii materialului refractar de către oţelul lichid şi la preîntîmpinarea apariţiei suflurilor marginale în lingouri.

Caje cu schimbare rapidă şi în laminoarele cu profile mijlocii pentru oţeluri aliate. Spieker K. H. Demag Nachrichten, nr. 179, 1965, p. 17918—17922.

Recent a fost pus în funcţiune la Klöckner-Werke A.G., Georgsmarienhütte, un laminor de profile mijlocii pentru oţeluri aliate, avînd următorul program : oţel rotund şi pătrat 25 — 100 mm, oţel lat (8—30) × (80—150) mm.

Laminorul este alimentat cu ţagle de 115×115—160×160 mm, max. 6 m lungime şi are o producţie de 45—100 t/h. Laminorul se caracterizează prin utilizarea cajelor cu schimbare rapidă, ceea ce permite realizarea unor producţii ridicate la un program sortimental foarte larg.

Laminorul permite două fluxuri tehnologice (fig. 1). Secţiunile mici vor fi laminate la o cajă duo reversibilă ∅ 650 mm, la o cajă duo reversibilă ∅ 550 mm, la 2 caje continue duo ∅ 460 mm (una verticală şi una orizontală) şi la 4 caje continue duo ∅ 460 mm (două verticale şi două orizontale). Secţiunile mari vor fi laminate la aceeaşi cajă duo reversibilă ∅ 650 mm, la o cajă duo reversibilă ∅ 550 mm şi la o cajă duo nereversibilă ∅ 550 mm.

Caracteristicile cajelor sînt date în tabela 1.

Caja reversibilă ∅ 650 mm este prevăzută cu manipulatoare şi răsturnătoare în faţă şi în spate, iar cajele reversibile

Tabela 1

Tipul cajei	Diametrul cilindrilor, mm	Lungimea tăbliei, mm	Puterea motorului, kW	Momentul motorului, tm	Turaţia motorului, rot/min	Raportul de reducere	Turaţia cilindrilor, rot/min	Viteza de laminare, m/s
Orizontală	650	1 900	—	70	0—100—160	1 : 1	0—100—160	0—3,4—5,5
Orizontală	550	1 600	—	35	0—100—240	1 : 1	0—100—240	0—2,9—6,9
Verticală	460	900	1 000	—	240/320—800	1 : 3,62	66,2—220,67	1,6—5,3
Orizontală	460	900	1 000	—	240/320—800	1 : 3,42	70,1—233,7	1,7—5,6
Verticală	460	900	1 000	—	240/320—800	1 : 3,25	74 —246,18	1,8—5,95
Orizontală	460	900	1 000	—	240/320—800	1 : 2,78	86,4—287,6	2,1—6,9
Verticală	460	900	1 000	—	240/320—800	1 : 2,41	99,6—331,4	2,4—8,0
Orizontală	460	900	1 000	—	240/320—800	1 : 2,12	113,4—377,5	2,7—9,0
Orizontală*	550	1 600	—	35	0—100—240	1 : 1	0—100—240	0—2,9—6,9*
Orizontală	550	1 600	—	35	0—100—240	1 : 1	0—100—240	0—2,9—6,9
Orizontală	550	1 200	1 200	—	250/400—1000	1 : 4,29	58—232	1,7—6,7

* În viitor.

∅ 550 mm — cu răsturnătoare cu cleşte. În faţa cajelor nereversibile ∅ 460 mm şi ∅ 550 mm sînt instalate răsturnătoare cu tambur. Pentru asigurarea introducerii materialului în trenul continuu cu 4 caje ∅ 460 mm este prevăzut un aparat cu role, iar pentru şutarea capetelor, un foarfece cu excentric.

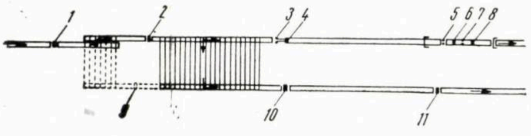


Fig. 1

După trenul continuu cu 4 caje urmează un foarfece cu excentric pentru divizarea barelor la lungimi corespunzătoare patului de răcire.

Caja reversibilă ∅ 650 mm este prevăzută cu schimbarea rapidă a cilindrilor, iar toate celelalte caje se schimbă automat, cu dispozitive speciale.

După caja reversibilă ∅ 650 mm urmează un transportor transversal cu 8 fire, care trece materialul în fluxul secţiunilor mari.

Pentru a asigura laminarea fără tensionarea materialului, între cajele grupurilor continue sînt regulatoare de buclă acţionate hidraulic şi introduse în circuitul de comandă a motoarelor principale. În felul acesta, la schimbarea sortimentului nu este necesară o reglare precisă a vitezelor de laminare, deoarece regulatoarele de buclă vor corecta automat vitezele la cele necesare.

Laminorul este prevăzut cu o automatizare avansată şi asigură productivităţi ridicate şi la loturi mici, toleranţe strînse şi o calitate bună a suprafeţei produselor.

Influenţa factorilor metalurgici asupra proiectării laminoarelor la cald, luînd ca exemplu un laminor semicontinuu de benzi late. Winterkamp H. Demag Nachrichten, nr. 179, 1965, p. 17911 — 17915.

Factorii tehnologiei, reglabili, care permit obţinerea caracteristicilor dorite ale benzilor laminate la cald, sînt : regimul de temperaturi ; caracteristicile motoarelor principale (puterea, momentul disponibil pentru deformare, limitele de viteze) ; încovoierea hidraulică a cilindrilor pentru corectarea săgeţii.

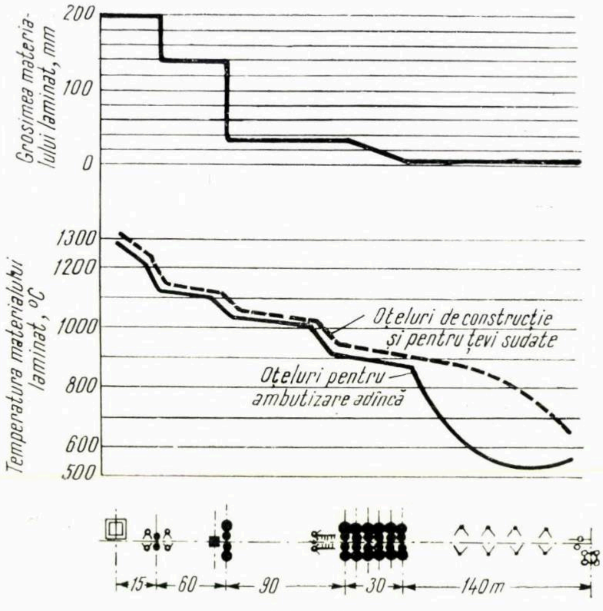


Fig. 1

Temperatura la sfîrşitul laminării şi la înfăşurare are o importanţă deosebită asupra structurii şi caracteristicilor benzii. Pentru obţinerea unei temperaturi corecte şi cît mai uniforme de laminare, este necesar un tren degrosisor rapid şi puternic care să permită reduceri mari cu viteze ridicate, iar semifabricatul obţinut trebuie răcit diferenţiat — mai puternic în faţă —, pentru a compensa diferenţele vitezelor de laminare a celor două capete. Situaţia este ameliorată

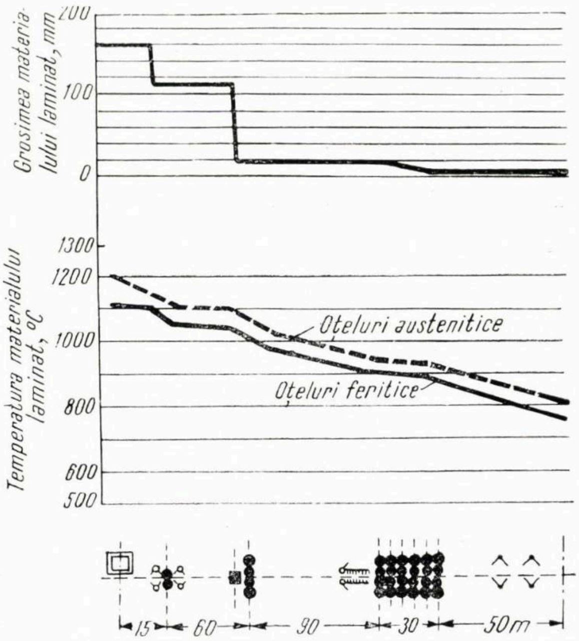


Fig. 2

la laminoarele moderne, unde în urma accelerării ansamblului tren finisor — cale cu role de evacuare — înfăşurătoare, capătul posterior este laminat mai repede decît cel anterior.

Dacă temperatura la sfîrşitul laminării este aceeaşi pentru toate oţelurile carbon (puţin deasupra lui A_3), viteza de răcire şi temperatura de înfăşurare depind mult de calitatea oţelului. De aceea, laminoarele moderne sînt prevăzute după trenul finisor cu o instalaţie de stropire cu debit reglabil pe porţiuni.

În cazul oţelurilor inoxidabile (austenitice sau feritice) nu se prescrie o anumită temperatură de laminare şi înfăşurare şi tendinţa este ca temperatura de laminare la trenul finisor şi temperatura de înfăşurare să fie cît mai ridicate, ţinînd cont de rezistenţa ridicată la deformare şi temperatura de încălzire relativ scăzută (uneori cu 200°C sub cea a oţelurilor carbon). Rezistenţa ridicată la deformare impune folosirea unor brame cu grosime redusă în cazul acestor oţeluri.

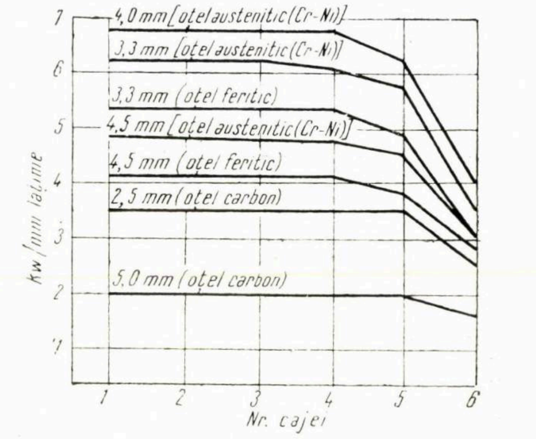


Fig. 3

În figurile 1 şi 2 sînt prezentate regimurile de reduceri şi de temperaturi la laminarea diferitelor calităţi de oţeluri pe laminoare semicontinue.

Forțele de laminare și deci momentele și puterile de laminare, fiind direct proporționale cu rezistența la deformare, cresc în același raport la oțelurile inoxidabile față de oțelul carbon. În figurile 3 și 4 sînt reprezentate puterile, respectiv momentele de laminare raportate la 1 mm lățime de bandă pentru diverse calități de oțeluri prelucrate pe trenul finisor cu 6 caje al unui laminor semicontinuu. Din aceste diagrame rezultă că în cazul oțelurilor inoxidabile aliate cu molibden, încărcarea motoarelor este de circa trei ori mai mare decît la oțelurile carbon. Ca rezultat al încărcării ridicate a cajelor și motoarelor, benzile din oțeluri aliate se laminează cu reduceri mai mici, la lățimi reduse și la grosimi finale mai ridicate decît oțelurile carbon.

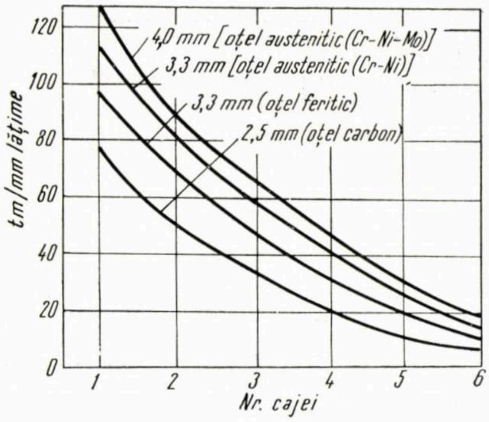


Fig. 4

Datorită solicitării mari la oțelurile aliate, acestea permit un grad de deformare redus, ceea ce impune o viteză ridicată de intrare în trenul finisor și o viteză redusă la sfîrșitul laminării, spre deosebire de oțelurile carbon, la care gradul mare de deformare necesită un raport ridicat între viteza finală și inițială a trenului finisor. Pentru oțeluri aliate, este uneori indicat ca primele caje ale trenului finisor să fie mai puternice (în special diametrele cilindrilor și fusurilor) pentru a prelua solicitările ridicate.

Experiența a arătat că în stadiul actual al cerințelor pieții, nici o investiție nu este prea mare pentru a asigura o calitate superioară a benzilor.

Experiențe de exploatare cu mașini de îndreptat table groase la Appleby-Frodingham. Downs E. și Singleton D. Journal of the Iron and Steel Institute, 1965, p. 1133–1136.

La uzinele Appleby-Frodingham sînt în funcțiune 6 mașini de îndreptat tablă groasă (3 la cald și 3 la rece), avînd caracteristicile din tabela 1.

Mașina de îndreptat la cald nr. 1 a fost construită pentru a asigura, printr-o singură trecere, o deviere maximă de la planeitate, de 1,6 mm pentru fiecare 1,8 m lungime. În general tablele ajung la mașină la 850°C (tablele de 12,7 mm), respectiv la 1 050°C (tablele de 102 mm). La mașină se îndreaptă și table peste 102 mm grosime, însă cu lățime mai mică (max. 2 m), limită de curgere mai scăzută (25 kg/mm^2) și temperatură mai ridicată (1 100°C). Precizia de reglare a rolelor este de 0,25 mm. Rolele de lucru și căile cu role de alimentare și evacuare sînt sincronizate și reversibile. În fața mașinii, tabla este stropită cu apă sub presiune pentru eliminarea țunderului. Rolele de lucru sînt răcite cu apă, iar întreaga mașină este răcită cu aer. Datorită răcirii eficace a rolelor, temperatura normală a acestora este de 40—50°C. Mașina este echipată cu mesdoze. Toate rolele au lagăre cu rulmenți prevăzute cu ungere cu film de ulei.

Mașina de îndreptat la rece nr. 1 a fost construită pentru a asigura printr-o singură trecere o deviere maximă de la planeitate, de 0,5 mm pentru fiecare 1,8 m lungime. Cadrul cu rolele superioare poate fi înclinat cu 12,7 mm în ambele direcții. Înclinarea este determinată de grosimea și limit a

Tabela 1

Caracteristici	Mașini de îndreptat la cald			Mașini de îndreptat la rece		
	1	2	3	1	2	3
Anul punerii în funcțiune	1964	1959	1951	1956	1942	1965
Grosimea tablei, mm	12,7—102	4,76—19	3,2—9,5	9,5—50,8	12,7—33	max. 31,8
Lățimea tablei, mm	max. 3 660	1 530—3 660		max. 3 660	max. 2 180	max. 3 660
Temperatura de îndreptare, °C	>700°C pt. 12,7 mm >900°C pt. 102 mm	700°C pt. 4,76 mm 900°C pt. 19 mm	850	—	—	—
Limita maximă de curgere a oțelului la rece, kg/mm^2	40	40	25	47	28 pt. 33 mm 36 pt. 28,6 mm	28 pt. 31,8 mm 40 pt. 25,4 mm
Viteza de îndreptare, m/min	20—40	20—40	37	5 și 10	9	23 și 46
Role de lucru :						
Numărul rolelor superioare	3+2	4+2	9+1	4	6+1	4+2
Numărul rolelor inferioare	4	5	8+1	5	5+1	5+2
Diametrul, mm	380	228	158	316	280	305
Role de sprijin :						
Numărul rolelor superioare	3×3	4×2	—	5×3	6×2	5×4
Numărul rolelor inferioare	4×3	5×2	—	6×3	5×2	5×4
Diametrul, mm	432	241	—	425	280	305
Pasul rolelor, mm	476	260	165	438	298	316
Viteza de reglare a rolelor, mm/min	6,35—305	63,5	63,5	38 și 318	44,3	50,8
Puterea motorului, CP	230	150	100	240	120	275

de curgere a tablei. Rolele de lucru au lagăre de bronz, cele de sprijin — cu rulmenți. Ungerea lagărelor se face cu unsoare. Rolele superioare de sprijin sînt reglabile pentru a corecta toleranțele de prelucrare a rolelor de lucru. Rolele de lucru și căile cu role de alimentare și evacuare sînt sincronizate și reversibile. Pentru îndepărtarea țunderului se utilizează jeturi de aer comprimat.

Rolele se confecționează din oțel aliat (cu Cr, Mo, V, Ni), călit și revenit. Rolele de lucru au duritate mai ridicată decît cele de sprijin. Duritatea variază în general între 275 și 440 HV. Uzura rolelor este influențată de presiunea de contact dintre cele de lucru și de sprijin, fiind amplificată de prezența țunderului. La mașina de îndreptat la cald nr. 1 însă nu s-au schimbat rolele, la mașina nr. 2 uzura rolelor după 300 000 t tablă îndreptată era de 0,5 mm (pe diametru). Pentru mașina de îndreptat la rece nr. 3 se intenționează să se folosească role de lucru din oțel aliat cu crom, îmbunătățit și călit la suprafață pentru a asigura o duritate de 740—820 HV.

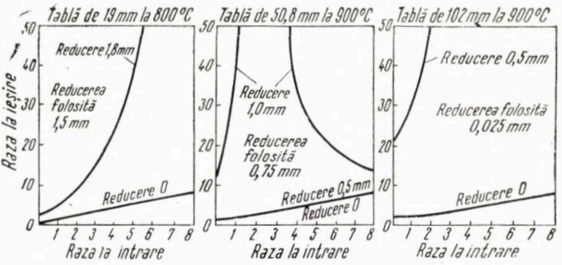


Fig. 1

La mașinile moderne de îndreptat, amplasate în flux, este necesară o schimbare rapidă a rolelor pentru cazuri de defecțiune. Soluția optimă este de a prevedea șine de rulare în fața mașinii, pe care se poate extrage întregul ansamblu de role de lucru și de sprijin.

Pentru a asigura o îndreptare eficace, trebuie controlată frecvent uzura și reglarea rolelor. Reglarea corectă are o importanță deosebită, în special la table mai groase, unde reducerea necesară pentru îndreptare este mai mică.

În figura 1 este arătată interdependența dintre reducere și micșorarea ondulării tablelor după îndreptare. Astfel, la o tablă de 102 mm grosime diferența între reducerea care produce o planeitate bună și una slabă este de 0,025 mm. De aici rezultă importanța construcției și exploatării corespunzătoare a mașinii.

Mașina de îndreptat la rece elimină deformările produse în timpul răcirii și manipulării tablelor. Datorită posibilității de înclinare a ansamblului de role superioare, reglarea este mai puțin pretențioasă decît la mașinile de îndreptat la cald.

Fontă austenitică aliată cu mangan. Volkov A. N., Liadskii V. B. și Teșaev S. T. Liteinoe proizvodstvo nr. 1, 1966, p. 8—9.

Compoziția chimică a fontei austenitice aliate cu mangan este următoarea: 3,5—4,25 % C; 7,50—12,5 %Mn; 2,5—3,5 % Si; sub 0,1 % P și sub 0,05 % S. Conținutul de mangan se ia de 7,5—8,5 % pentru pereți cu grosimea de 5—10 mm, iar pentru pereți mai groși se mărește cu 1,0 % Mn pentru fiecare 10 mm.

Fonta se elaborează în mod obișnuit; înainte de turnare ea trebuie dezoxidată cu 0,4—0,8 % CaSi sau FeSi (90 sau 75 % Si). Este indicată de asemenea dezoxidarea fontei cu 0,4—0,8 % Al.

Temperatura de evacuare a fontei din cuptor se recomandă să fie de 1 380—1 400°C, iar cea de turnare, de 1 300—1 350°C.

Proprietățile de turnare ale fontei manganoase sînt practic aceleași ca și cele ale fontelor cenușii obișnuite. Turnarea pieselor trebuie să se facă prin sifon, iar dezbaterea lor, de 950—1 000°C urmată de răcire în aer sau apă, în vederea eliminării tratamentului de călire.

În cazul cînd se folosește tratamentul de călire, încălzirea se face la 1 000—1 050°C cu o menținere de 3—5 h, iar răcirea, în apă.

Pentru evitarea formării crăpăturilor piesele complexe se încarcă în cuptor la temperaturi ale acestuia de maximum 600—650°C și se încălzesc cu viteză de maximum 100°C/h.

Structura fontei în stare călită constă din austenită, carburi și grafit lamelar. Ledeburita și martensita trebuie să lipsească.

Proprietățile mecanice sînt următoarele: HB = 140—200; σ_r = 28—32 kgf/mm^2 și f_{300} = 2,5—3,5 mm.

Fontele manganoase austenitice prezintă o rezistență la uzură ridicată și sînt indicate ca material pentru lagăre.

Cu cît conținutul de carbon este mai ridicat, cu atît microduritatea austenitei și a carburilor este mai mare. Fontele cu conținut mai ridicat de carbon se pot obține folosind încărcături compuse din fonte brute mai bogate în carbon, fontă oglindă și feromangan cu conținut mare de carbon (7,0—7,5 %C).

Prețul de cost al pieselor din fontă manganoasă este de trei ori mai mic decît cel al pieselor din bronzuri cu staniu.

S-a determinat rezistența la uzură a fontelor manganoase în comparație cu cea a altor fonte și a unor oțeluri (tabela 1) folosind în acest scop mașina H4—B, în condițiile unei presiuni de 9,42 kgf/mm^2.

Ca etalon s-a folosit oțelul manganos cu 13 % Mn.

În tabelă se dă rezistența la uzură a fontelor manganoase (nr. 1, 2, 3, 4, 5, 8 și 9), a oțelului călit (nr. 6 și 7), a oțelului de construcție (nr. 10 și 14) precum și a fontelor cu grafit nodular (nr. 11), Ni rezistent (nr. 12) și a fontei cenușii (nr. 13).

Din tabelă rezultă că rezistența la uzură abrazivă cea mai mare o au fontele manganoase austenitice modificate cu magneziu sau ceriu.

Tabela 1

Materialul	Compoziția chimică, %						HB	Rezistența la uzură relativă	Microstructura *
	C	Si	Mn	S	P	Alte elemente			
1	3,57	4,00	5,56	0,060	0,132	0,042 Ce	445	1,42	A+M+K+GN
2	5,11	2,60	11,00	0,025	0,078	—	338	1,24	A+M+K+L+GL
3	3,68	3,60	10,45	0,027	0,180	0,165 Mg	321	1,20	A+M+K+GN
4	3,95	3,21	7,90	0,020	0,214	0,012 Ce	329	1,10	A+M+K+GN
5	3,99	3,74	11,00	0,016	0,016	—	196	1,00	A+M+K+GL
6	1,20	—	13,0	—	—	—	200	1,00	A
7	0,65	—	1,5	—	—	—	400	0,96	M
8	3,65	4,0	9,0	0,021	0,140	—	187	0,88	A+M+K+GL
9	4,26	2,41	14,0	0,018	0,260	—	207	0,89	A+M+K+GL
10	—	—	—	—	—	—	170	0,80	30 P+30F
11	3,78	3,40	0,74	0,021	0,190	—	255	0,80	85P+15F+GN
12	1,96	1,58	0,91	0,021	0,086	13,91 Ni	220	0,78	A+K+L+GL
13	3,64	1,92	0,52	0,067	0,138	3,20 Cr 4,84 Cu	179	0,57	85P+15F+GL
14	—	—	—	—	—	—	149	0,57	15P+85F

* A — austenită; M — martensită; K — carburi; L — ledeburită; GN — grafit nodular; GL — grafit lamelar; P — perlită; F — ferită;

Despre normele de consum al aluminiului pentru dezoxidarea oțelului carbon. Antonov V. P., Kurocikin P. D. și Tretiakov V. F. Liteinoe proizvodstvo, nr. 2, 1966, p. 8—10.

La obținerea pieselor turnate de calitate, o influență hotărîtoare o are tehnologia de dezoxidare a oțelului cu aluminiu.

În cazul procedeului acid de elaborare a oțelului, afinarea, datorită oxidării carbonului, are loc într-o măsură mai mică, dezoxidarea se face mai mult prin precipitare, iar desulfurarea nu are loc. Din acest motiv, dezoxidarea finală are scopul de a micșora influența negativă a incluziunilor oxidice și sulfidice.

Se știe că, la dezoxidarea finală, oțelurile cu carbon mediu (OT 60) cu peste 0,25 % Si prezintă valori minime ale alungirii, stricțiunii și rezilienței în cazul adaosului conținutului critic de aluminiu necesar pentru dezoxidarea completă a oțelului. În acest caz incluziunile nemetalice se repartizează la limita grăunților. Din acest motiv, adaosul de aluminiu trebuie să depășească valoarea critică.

Pentru obținerea oțelului bine dezoxidat și cu proprietăți plastice ridicate, literatura recomandă ca pentru oțelul bazic (cu 0,03—0,04 % S) suma % Si + 4 % Al să fie egală cu 0,35—0,45 %, iar pentru piese mai complexe suma indicată să fie de 0,55—0,60 %.

Pentru oțelurile acide se recomandă ca adaosul de aluminiu să fie de 0,1—0,15 %, întrucît asigură formarea de Al_2S_3 și protejează oțelul lichid de oxidare la turnare.

Unele date din literatură indică mărirea consumului de aluminiu pentru oțelurile acide destinate pieselor subțiri pînă la 0,2 — 0,3 și chiar 0,4 %.

Experiențele de dezoxidare a oțelurilor acide cu 0,38—0,50 % C; 0,5—0,8 % Mn; 0,25—0,55 % Si; sub 0,06 % S și sub 0,06 % P și 0,3 % Cr și 0,3 % Ni au arătat că între proprietățile plastice și adaosul de aluminiu există o corelație strînsă (fig. 1).

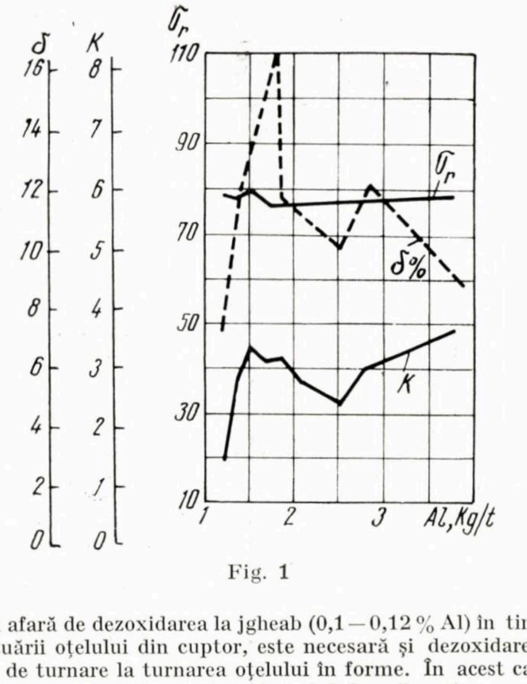


Fig. 1

În afară de dezoxidarea la jgheab (0,1—0,12 % Al) în timpul evacuării oțelului din cuptor, este necesară și dezoxidarea în oala de turnare la turnarea oțelului în forme. În acest caz se asigură proprietățile plastice și gradul de mărunțire a grăunților de austenită necesar, deoarece în această perioadă temperatura oțelului scade în medie cu 150°C, iar efectul dezoxidant al aluminiului crește. Adaosul de aluminiu în oală nu trebuie să depășească 0,05 %, deoarece în caz contrar crește tendința de impurificare a oțelului, iar proprietățile plastice se micșorează (fig. 1).

Din figura 1 rezultă că adaosul de aluminiu practic nu influențează valoarea rezistenței la tracțiune. Valorile optime ale alungirii și rezilienței se obțin pentru adaosuri de 0,15—0,2 % Al.

Piese turnate din fonte înalt aliate cu crom. Sintov V. A. și Mulîghin P. S. Liteinoe proizvodstvo, nr. 2, 1966, p. 4—5.

Fontele albe înalt aliate cu crom (2,3—2,70 % C; 0,7—1,2 % Si; 0,3—1,1 % Mn; 23—27 % Cr; 1,5—2,0 % Ni; sub 0,35 % P și 0,003 % S) sînt hipoeutectice și au duritatea cuprinsă între 420 și 650 HB în funcție de conținutul de carbon și de crom și se caracterizează printr-o rezistență la uzură și printr-o fluiditate ridicate.

Elaborarea se face în cuptoare electrice bazice, folosindu-se încărcături compuse din: ferocrom (Cr 3), fonte de afinare, nichel, feromangan, ferosiliciu, aluminiu electrolitic și var, toate fiind în stare uscată. Varul se dă 2 % pe vatra cuptorului și 2 % după topire, pentru formarea zgurei.

Dezoxidarea se face cu feromangan și ferosiliciu, în cuptor, și cu 0,1—0,15 % Al, în oală. Temperatura de evacuare a fontei din cuptor este de 1 450°C, iar cea de turnare, de 1 320—1 360°C.

Duritatea fontei depinde de conținutul de C și Cr.

Pentru 2,3 % C și 23 % Cr, duritatea este de 420—430 HB, iar pentru conținuturi de 3 % C și 30 % Cr, duritatea ajunge la 600—650 HB. În ultimul caz însă, crește foarte mult tendința de formare a crăpăturilor, mai ales la tăierea rețelelor de turnare a maselotelor și bavurilor.

Pentru a micșora această tendință se ia C : Cr = 1 : 10 pentru %C = 2,5—2,6, cînd se obține HB = 480—520.

Nichelul micșorează sensibil tendința de formare a crăpăturilor.

Alierea cu 0,18—0,25 % N_2 sau cu 0,4—0,5 % Ti micșorează de asemenea această tendință de crăpare. Titanul însă micșorează duritatea și proprietățile mecanice (tabela 1).

Tabela 1

Conținutul de titan	σ_r	σ_c	σ_{ri}	f	HB
Fără titan	45,0	42,5	73,0	4,3	500
Cu 0,5 % Ti	32,0	31,0	46,8	3,5	330

Titanul schimbă forma carburilor, din aciculară în poligonală. În structură apar și carburi fine de titan.

Producerea calandrilor și a altor cilindri pentru fabricile de hîrtie. Kobelev N. I., Kușelman V. S. și Rozenfeld S. E. Liteinoe proizvodstvo, nr. 2, 1966, p. 47—49.

Turnarea calandrilor și a cilindrilor pentru mașinile de hîrtie reprezintă o operație destul de complicată. Particularitatea lor constructivă constă în lungimea mare, care de multe ori depășește de 25 de ori diametrul. Cilindrii se execută plini sau goi în interior; în ultimul caz în cavitatea lor se introduce apă rece sau caldă pentru reglarea temperaturii în timpul exploatării.

Calandrii, folosiți pentru presarea și mărirea netezimii hîrtiei, trebuie să aibă suprafața foarte curată și netedă (clasa 12,00 după standard), duritatea ridicată la suprafață (65—80 HSH) pe adîncime de 25 mm, rezistența mare a fusurilor și rozetelor.

În U.R.S.S. cei mai mulți calandri au dimensiunile de 410 × 5 740 mm.

Fusul superior se toarnă la același diametru cu tăblia, pentru a evita formarea crăpăturilor.

Fonta cu compoziția 3,65—3,80 % C; 0,3—0,5 % Si; 0,3—0,4 % Mn; sub 0,55 % P; sub 0,14 % S; sub 0,2 % Cr și sub 1,0 % Ni, se elaborează în cubilou, avînd temperatura la jgheab nu mai puțin de 1 400°C.

Cilindrii mai mari de 5 t se toarnă la temperatura de 1 260—1 280°C, iar cilindrii cu mai puțin de 5 t — la temperatura de 1 280—1 300°C. Viteza de turnare este mai mare decît la cilindrii metalurgici (peste 0,60 t/s).

Pentru a micșora viteza la răcire în maselote se folosesc adaosuri termoizolante.

Durata de răcire a cilindrilor în groapă depinde de greutatea lor (tabela 1).

Tabela 1

Greutatea cilindrilor, t	Menținerea cilindrilor în formă, h
Peste 20	70
Peste 10	32
5–10	28
2–5	22
Sub 2	13

În unele turnătorii se folosesc pentru turnarea calandrilor fonte slab aliate cu Cr și Ni : 3,70% C ; 0,45% Si ; 0,16%Mn ; 0,50% P ; 0,15% S ; 2,40% Ni ; 0,70% Cr, care au duritatea pînă la 74–76 HSH.

În practica mondială se folosesc trei tipuri de forme. In primul caz cilindrul se toarnă în partea metalică a formei ; în cazul al doilea maselota se realizează în forma din nisip, iar în cazul al treilea, tăblia se obține în partea metalică a formei, iar rozetele și fusurile — în formele de nisip. Schema a treia este cea mai economică din punct de vedere al consumului de metal, însă schema a doua asigură rezultate mai stabile.

Tratamentul termomecanic la temperaturi înalte al oțelului de șine. Grdina Iu. V., Tarasco D. I. și Drujinin V. V. Izvestia Vîsșih Ucebnîh Zavedenia — Ciornaia Metallurghia, nr. 12, 1965.

După cum se știe aplicarea tratamentului termomecanic duce la obținerea unor proprietăți de rezistență considerabil superioare celor obținute în urma tratamentului termic obișnuit, iar proprietățile de plasticitate se obțin la același nivel sau chiar puțin mai ridicate. Efectul cel mai mare al acestui tratament se obține pentru oțelurile cu 0,4–0,5%C, aliate, la o deformație de 50–90%. În lucrarea de față s-a pus problema studierii posibilității aplicării tratamentului termomecanic la oțelurile de șine, oțeluri cu un conținut în carbon mai mare de 0,5%.

Semifabricatele cu dimensiunea de 20×30×200 mm au fost încălzite într-un cuptor electric cu cameră, deformate apoi printr-o singură trecere la un laminor duo (d = 360 mm) cu viteza de 5,7 m/s și apoi imediat răcite cu apă, la o instalație cu spreer. După revenirea la temperaturile de 200 și respectiv, 400°C, din aceste probe au fost confecționate epruvete de tip Gagarin și Mesnager pentru încercările la întindere și de reziliență. Proprietățile mecanice obținute după diferite variante de tratament termic sînt redate în tabela 1.

După cum rezultă din aceste date, rezistența și duritatea maximă se obțin în urma aplicării tratamentului termomecanic cu revenire ulterioară la 200°C. În acest caz alungirea relativă și reziliența se află aproximativ la același nivel ca și a oțelului netratat termic după laminare. Valori mai ridicate pentru proprietățile de plasticitate și pentru reziliență se obțin în urma călirii pătrunse în ulei. Aplicarea tratamentului termomecanic, cu revenire ulterioară la 400°C, duce la obținerea unor proprietăți de rezistență inferioare celor obținute după revenirea la 200°C, dar alungirea și gîtuirea la rupere au aceleași valori ca și după călirea pătrunsă în ulei, iar reziliența este aproape de două ori mai mare.

Aspectul rupturii probelor de reziliență supuse tratamentului termomecanic este fin grăunțos. Același fapt s-a constatat și la studiul microstructurii acestor probe.

Rezultatele primelor încercări arată că tratamentul termomecanic aplicat pe oțeluri de șine duce la obținerea unor valori considerabil mai ridicate a proprietăților de rezistență și reziliență și la păstrarea plasticității la un nivel caracteristic oțelului supus călirii pătrunse în ulei, de unde, necesitatea efectuării unor largi cercetări în acest domeniu.

Tabela 1

Varianta de tratament	Compoziția chimică, %					Proprietățile mecanice					
	C	Mn	Si	S	P	σ_r, kgf/mm²	σ_c, kgf/mm²	δ, %	ψ, %	K, kgfm/cm²	HB
În stare netratată după laminare	0,67	0,80	0,18	0,033	0,04	85 – 90	44–50	4–11	12–18	1,1	–
Călire pătrunsă în ulei	0,67	0,80	0,18	0,033	0,04	110–112	75–78	11,5–12	30–41	1,2–2,4	360
Tratament termomecanic : revenire la 200°C	0,62	0,83	0,18	0,033	0,04	210–215	180–190	4,1–4,5	24	0,5–0,9	470–480
revenire la 400°C	0,62	0,83	0,18	0,033	0,04	157–160	130–140	9,8–10	36–37	4,1–4,7	420–450

Influența proprietăților formei crude asupra contracției pieselor din fontă. Balinskii V. R. și Ciornobrovkin V. P. Liteinoe proizvodstvo, nr. 2, 1966, p. 32–33.

S-a studiat influența umidității și rezistenței formei crude asupra contracției liniare și a volumului retasurii concentrate în piesele turnate din fonte albe și fonte cenușii folosite pentru automobile.

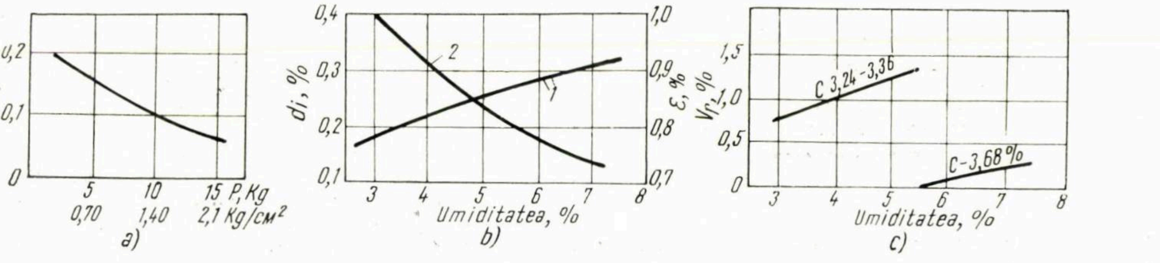


Fig. 1

Influenţa rezistenţei formei s-a determinat prin variaţia greutăţii de compresiune la aparatul de contracţie între 1 şi 15 kg.

Cu mărirea presiunii de la 1 la 2,1 kgf/cm², dilatarea iniţială d_i a fontelor albe şi cenuşii se micşorează de la 0,2 la 0,05% (fig. 1, *a*), datorită frînării procesului de dilatare. Cu micşorarea dilatării iniţiale, descreşte valoarea volumului retasurii. Dilatarea iniţială a fontelor cenuşii creşte o dată cu mărirea umidităţii formei (fig. 1, *b*, curba *1*), iar contracţia liniară totală se micşorează (fig. 1, *b*, curba *2*), ceea ce se explică prin intensificarea procesului de grafitizare în fonta solidificată. O dată cu mărirea umidităţii formei creşte şi volumul retasurii V_R, ceea ce se datoreşte măririi cavităţii în interiorul piesei în urma dilatării crustei solidificate de la suprafaţă (fig. 1, *c*). Rezultă că piesele din fonte albe şi cenuşii, turnate în forme crude, cu rezistenţă scăzută, au dilatarea iniţială şi volumul de retasuri concentrate mai mari.

Un oţel nou de cementare: 20HGSVT. Braun M. P., Sevruk V. A., Mirovskii E. I., Samcenko V. G. şi Elkina T. P. Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metallov, nr. 11, 1965, p. 24.

Se prezintă rezultatele lucrărilor de punere la punct a oţelului 20HGSVT pentru pinioanele transmisiilor la tractoarele T-74, în vederea înlocuirii oţelurilor aliate cu crom şi nichel: 20HN3A şi 20HGNR.

Compoziţia chimică şi caracteristicile mecanice (după călire şi revenire la 200°C) se dau în tabela 1.

Tabela 1

Marca oţelului	Compoziţia chimică,%					Proprietăţlie mecanice		
	C	Mn	Ni	Si	Cr	σ_r, kgf/mm²	δ, %	ψ, %
20HGSVT *	0,23	1,02	—	0,7	1,0	164	11,2	77
20HN3A	0,23	0,40	2,91	0,30	0,70	148	9	54
20HGNP **	0,20	1,0	1,1	0,33	1,1	140	12	62

* 0,9% W; 0,06% Ti;
** 0,003 % B.

Variaţiile caracteristicilor mecanice în funcţie de temperatura de revenire sînt ilustrate grafic în figura 1. Oţelul 20HGSVT nu este susceptibil la fragilitatea de revenire. Diagrama transformării izoterme a austenitei pentru oţelul 20HGSVT indică că perioada minimă de incubaţie a descompunerii austenitei în intervalul perlitic este de 3 s, adică ceva mai mică decît a oţelului 20HN3A.

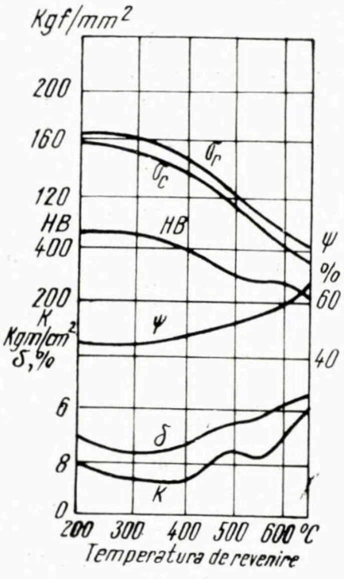


Fig. 1

Oţelul 20HGSVT nu este susceptibil la supraîncălzire. Proprietăţile nu numai că nu se micşorează, dar chiar se îmbunătăţesc (tabela 2).

Tabela 2

Temperatura de austenitizare, °C	σ_r, kgf/mm²	δ, %	ψ, %	K, kgfm/cm²	Duritatea HRC	
					suprafeţei	miezului
840	149,1	0	0,7	2,8	59	38
860	153,3	0,9	2,4	4,6	59	38
880	147,7	1,7	1,9	3,9	60	38
900	165,3	1,2	3,2	5,6	60	43
925	178,9	1,2	4,2	5,2	57	42
950	180,1	1,5	3,6	7,8	57	42
1 000	186,0	2,7	3,5	7,3	57	42

Încercările la stand a unor pinioane ale tractorului T-74, executate din noul oţel, au dat rezultate bune; încercările în condiţii de exploatare a pieselor executate din oţelul 20HGSVT pe tractoare T-74 au fost favorabile.

Aplicarea tratamentului termomecanic cu electroîncălzire în producţia sîrmei cu rezistenţă înaltă. Kidin I. N., Marşalchin A. N., Mizonov I. M. şi Kaciapin A. A. Izvestia VUZ — Ciornaia Metallurghia, nr. 1, 1966, p. 141—144.

Pentru obţinerea materialelor cu rezistenţă înaltă a început să fie utilizat, pe o scară tot mai largă, tratamentul termic cu încălzire rapidă. Vitezele mari de încălzire favorizează obţinerea unei substructuri fine a austenitei şi, corespunzător, o mai mare densitate a defectelor structurii cristaline a martensitei după călirea oţelului. În mod analog, o structură dispersă se obţine şi în urma aplicării tratamentului termomecanic (TTM).

În cazul aplicării încălzirii rapide la efectuarea TTM formarea structurii în procesul transformării $\gamma \rightarrow \alpha$ se realizează în condiţiile unei orientări determinate şi a distribuţiei corespunzătoare a imperfecţiunilor structurale create prin deformaţie plastică.

În urma efectuării tratamentului termomecanic cu electroîncălzire şi revenire obişnuită, pe sîrme cu diametrul de 1,1 mm, dintr-un oţel cu 0,4% C, a fost obţinută o rezistenţă la rupere de 260 kgf/mm² şi o gîtuire la rupere de 40—50%. Totuşi, sîrma tratată astfel posedă rezistenţă scăzută la îndoire şi torsiune. În scopul obţinerii sîrmei cu rezistenţă înaltă şi în acelaşi timp cu valori ridicate ale rezistenţei la îndoire şi torsiune a fost studiată influenţa electrorevenirii şi a trefilării ulterioare la rece asupra proprietăţilor mecanice ale sîrmei, obţinute după aplicarea tratamentului termomecanic cu electroîncălzire pentru austenitizare.

În figura 1 este redată variaţia proprietăţilor sîrmei cu diametrul de 2 mm după diferite variante de tratament (*1* — călire obişnuită + revenire obişnuită; *2* — TTM + revenire obişnuită; *3* — TTM + electrorevenire cu viteza de încălzire de 2 000°C/s). Sîrma a fost încălzită electric înainte de deformare şi de călire prin contact — sîrma are rolul de rezistenţă în circuitul electric — de la un transformator de curent alternativ cu o putere de 60 kW. Viteza de încălzire în intervalul transformărilor de fază a fost de 50°C/s. După încălzirea între rolele de contact sîrma a fost trasă printr-o filieră, iar la ieşirea din filieră a fost călită în spreer de apă şi apoi supusă revenirii.

După cum se vede în figura 1, după tratamentul termomecanic cu electroîncălzire pentru austenitizare și electrorevenire la 300°C rezistența la rupere a oțelului cu 0,4% C, la o gîtuire la rupere de 23%, atinge valoarea de 240 kgf/mm², adică cu 100 kgf/mm² mai mult decît după călirea obișnuită de la 850°C și revenire. În cazul revenirii obișnuite, efectuată după TTM cu electroîncălzire pentru austenitizare, se obțin valori mai scăzute pentru rezistență decît în urma electrorevenirii, îndeosebi la temperaturi mai mari de 400°C. Indiferent însă de modul de realizare a revenirii, în urma aplicării TTM, rezistența obținută este superioară celei obținute după călire obișnuită și revenire.

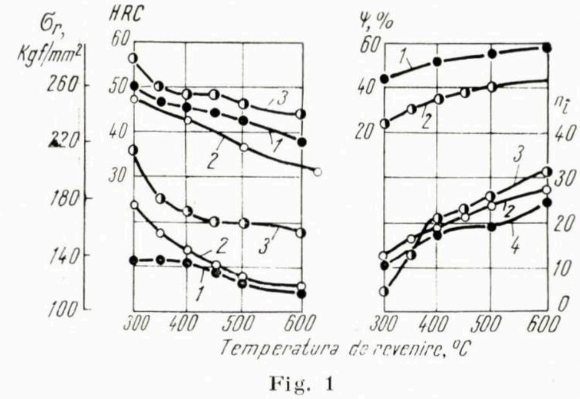


Fig. 1

Micșorarea proprietăților de rezistență ale oțelului în urma revenirilor la temperaturi ridicate este determinată de coagularea carburilor și de dezvoltarea stadiilor inițiale ale recristalizării, care sînt însoțite de micșorarea gradului de dispersie a substructurii fazei α. În cazul electrorevenirii cu viteză mare de încălzire, dezvoltarea acestor procese este înăbușită, ceea ce asigură obținerea unor proprietăți de rezistență superioare celor obținute în urma revenirii obișnuite. În același timp crearea, ca rezultat al TTM, a unei orientări determinate a structurii, influențează pozitiv și asupra proprietăților de plasticitate. Aceste considerente au fost confirmate de către rezultatele obținute în urma analizei roentgenostructurale și electromicroscopice.

Rezistența la îndoire și la torsiune, obținută în urma TTM cu revenire efectuată la temperaturi joase, este totuși insuficientă pentru sîrma folosită la cablu. Ridicarea temperaturii revenirii pînă la 500°C duce la creșterea considerabilă a acestor proprietăți, dar în același timp duce și la micșorarea rezistenței la rupere de la 240 la 170 kgf/mm².

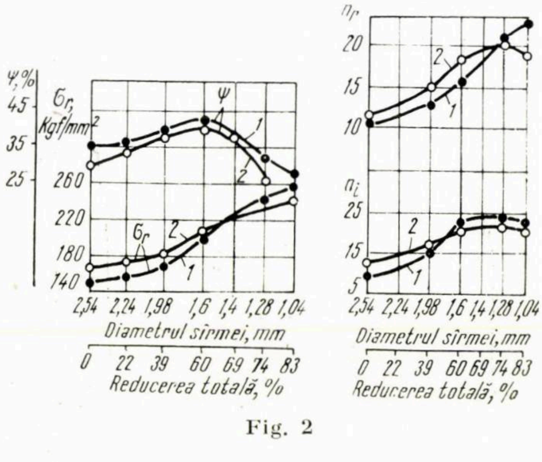


Fig. 2

Din această cauză a fost studiată posibilitatea creșterii acestor proprietăți pe calea deformării plastice la rece (trefilare sau laminare) a sîrmei supuse TTM cu electroîncălzire pentru austenitizare și a electrorevenirii la temperaturi ridicate.

În figura 2 se prezintă variația proprietăților sîrmei după TTM cu electroîncălzire (TTM s-a efectuat cu deformare plastică prin trefilare) și electrorevenire pînă la temperatura de 600°C, în funcție de gradul de reducere la trefilarea ulterioară la rece (*1* — electrorevenire pînă la 500°C; *2* — electrorevenire pînă la temperatura de 600°C; n_r — numărul de răsuciri; n_i — numărul de îndoiri).

Aplicarea trefilării la rece după TTM cu electroîncălzire permite obținerea unui complex de proprietăți în care rezistența înaltă se îmbină cu o plasticitate satisfăcătoare și în același timp cu indici buni pentru îndoire și torsiune. Astfel în cazul sîrmei cu diametrul de 1,28 mm au fost obținute următoarele proprietăți: $\sigma_r = 240$ kgf/mm²; $\psi = 28-32\%$; $n_i = 22-24$; $n_r = 20-22$.

Datele obținute în această lucrare indică posibilitatea prelucrării unei tehnologii industriale a TTM cu electroîncălzire și deformare plastică prin trefilare sau laminare, care să excludă procesul de patentare.

Cuptor cu role încălzit prin țevi de radiație pentru normalizarea tablelor groase. Strähuber H. F. Klepzig-Fachberichte, nr. 1, 1966, p. 18–21.

La noul laminor de tablă groasă de 3 400 mm de la Mannesmann-Huckingen s-a montat în flux paralel, între caja și patul de răcire, un cuptor de normalizare, cu încălzire indirectă, prin 400 țevi de radiație. În acest cuptor se tratează termic table de max. 40 mm grosime, max. 3 m lățime și max. 25 m lungime, la o temperatură de 920—980°C. Cuptorul poate fi alimentat cu table calde sau reci. Productivitatea nominală a cuptorului este de 30 t/h la încărcare rece.

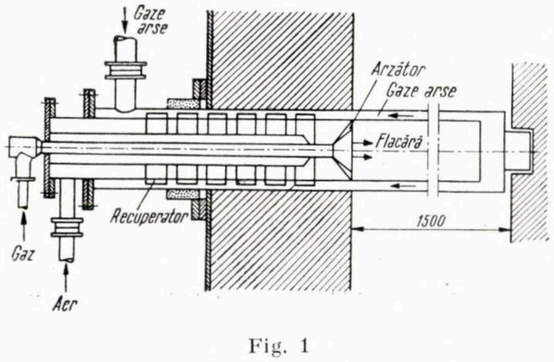


Fig. 1

Lungimea totală a cuptorului este de 92 m, din care, pe o lungime de 72 m, sînt amplasate pe ambii pereți laterali, deasupra și dedesubtul căii cu role, cele 400 de țevi de radiație. Ultima porțiune de 14 m lungime este prevăzută cu răcire indirectă cu apă. Lățimea interioară a cuptorului este de 3,4 m. Rolele au 360 mm diametru și sînt dintr-un oțel cu 25% Cr, 20% Ni în porțiunea de încălzire, respectiv cu 18% Cr, 8% Ni în zona de răcire. Rolele sînt împărțite în cinci zone de antrenare: 3 zone de cîte 16 m cu o viteză de 0,5—10 m/min, o zonă de scoatere rapidă (rolele sînt acționate cîte două) de 27 m cu o viteză de 0,5—15 m/min și o zonă de răcire cu o viteză de 1,25—15 m/min. În cazul scăderii tensiunii, rolele sînt acționate de un grup Diesel. Poziția continuă a tablelor în cuptor este indicată pe un tablou din postul de comandă.

Țevile de radiație (fig. 1) sînt dintr-un oțel cu 25% Cr și 20% Ni și constau din două țevi concentrice, care se introduc în cuptor pînă la mijlocul lățimii lui unde sînt suspendate (țevile superioare), respectiv sprijinite (țevile inferioare). Recuperatoarele din țevile de radiație preîncălzesc aerul la 500 — 600°C. Prin încălzirea indirectă a tablelor se poate asigura atmosfera corespunzătoare în cuptor și o calitate optimă a suprafeței tablelor.

Cuptorul este împărțit în 10 zone de reglare termică, din care primele 6 (zonele de încălzire) sînt prevăzute cu un număr dublu de arzătoare pe un metru lungime față de ultimele 4 (zonele de menținere). Pentru a elimina formarea țunderului și bășicilor pe table s-au luat măsuri speciale. O parte din gazele arse sînt absorbite înainte de coș și tratate pentru a obține un fel de gaz de protecție ; ele sînt răcite prin contact direct cu apă și într-un răcitor cu amoniac pînă la +2°C și apoi trecute într-un separator de apă, obținînd astfel o umiditate de 7 gr H_2O/Nm^3. De asemenea, pentru a evita oxigenul liber și formarea carbonului în gazele arse printr-o ardere incompletă, s-a realizat o ardere cît mai completă în fiecare țeavă, prin clape de reglare în conductele de alimentare care asigură debite constante de gaz și aer în fiecare țeavă ale aceleiași zone de reglare. Gazul de protecție constă din 88 % N și 12 % gaz carbonic ; el este preîncălzit și introdus în cuptor în două puncte. Cantitatea este astfel reglată, încît presiunea la nivelul vetrei să fie de + 0,5—1,0 mm col H_2O. Datorită pericolului de formare a oxidului de carbon, gazul de protecție este scos prin hote deasupra acoperișului.

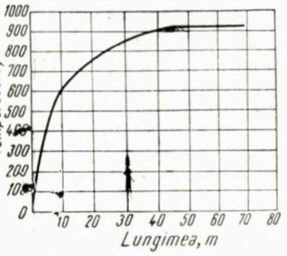


Fig. 2

Capacitatea calorică a cuptorului este de 16 mil. kcal/h sau 10 Nm^3 gaz de cocs/h și țeavă, respectiv 5 Nm^3 gaz metan pe oră și țeavă. Ventilatorul de aer are 350 Nm^3/min, 800 mm col. H_2O, 90 kW, 1 450 rot/min ; ventilatorul de gaz de protecție are 50 Nm^3/min, 950 mm col. H_2O, 18,5 kW, 3 880 rot/min, iar ventilatorul de gaze arse, 700 m^3/min (la 400°C), 65 mm col. H_2O, 37 kW, 960 rot/min.

Cuptorul este prevăzut cu reglare automată a întregului proces de încălzire.

Pe baza datelor de exploatare rezultă că productivitatea garantată de 30 t/h la încărcare rece se realizează fără dificultate, consumul specific de căldură (inclusiv mersul în gol) este de circa 300 000 kcal/t (și sub), iar caracteristicile mecanice ale tablelor normalizate sînt cele dorite. Deoarece uneori pe table se formează un strat de țunder de 0,05—0,1 mm grosime, se prevede ca în viitor cuptorul să fie alimentat cu o instalație independentă pentru gaz de protecție. În una din ultimele luni s-au normalizat 16 700 t de table, cu un consum specific de căldură de 267 000 kcal/t. Țevile s-au comportat bine în exploatare, unele fisuri fine s-au putut suda fără dificultate.

Bilanțul termic al cuptorului este următorul :

— conținutul de căldură al tablelor la intrarea în zona de răcire	53,9 %
— conținutul de căldură al gazelor la coș . .	8,5 %
— arderea incompletă	2,3 %
— pierderea de căldură în recuperator . . .	1,8 %
— conținutul de căldură al gazelor de protecție care ies din cuptor	2,2 %
— cantitatea de căldură transmisă gazelor de protecție	(2,1 %)
— pierderea totală de căldură prin gaze arse	(14,8 %)
— pierderea de căldură prin radiația cuptorului (fără zona de răcire)	13,8 %
— pierderea de căldură prin radiația sistemului de alimentare	15,8 %
— erori de bilanț	1,9 %
Total	100 %

Repartizarea în continuare a conținutului de căldură a tablelor intrate în zona de răcire este următoarea :

— conținutul de căldură al tablelor la ieșirea din zona de răcire	35,2 %
— pierderea de căldură datorită răcirii cu apă a cuptorului și a celulelor fotoelectrice . . .	16,2 %
— cantitatea de căldură preluată de gazul de protecție în zona de răcire	1,9 %
— pierderea de căldură prin radiația cuptorului	0,3 %
— erori de bilanț.	0,3 %
Total	53,9 %

În figura 2 este arătată diagrama de încălzire a unei table de 21×2 400 mm, la o viteză de deplasare de 1,16 m/min. Din această diagramă rezultă că după parcurgerea unei porțiuni de circa 50 % din lungimea totală a cuptorului, tabla s-a încălzit pînă la temperatura de normalizare, în restul cuptorului urmînd să se realizeze menținerea și apoi răcirea.

Creșterea rezistenței oțelului cu un conținut ridicat de mangan prin tratamentul termomecanic combinat. Tușinskii L. I., Tușinskaia K. I., Stenin S. I. și Stihomirova L. B. Izvestia Visșih Ucebnîh Zavedenia — Ciornaia Metallurghia, nr. 12, 1965.

Rezistența deosebită la uzură a oțelului cu conținut ridicat de mangan face ca acest oțel să fie întrebuințat în viitor pentru șinele de cale ferată pentru porțiunile grele ale drumului. Este cunoscut că piesele din oțel G 13 (oțel cu 1,3 % Mn) își măresc brusc rezistența la uzură în prima perioadă a exploatării lor, cînd stratul superficial suferă o considerabilă durificare pe seama deformației plastice. De aceea, în cazul fabricării pieselor din oțel G 13 prin laminare sau forjare, este posibilă combinarea acestor procese cu creșterea rezistenței prin tratament termomecanic. Scopul lucrării a fost de a lămuri posibilitatea principială de aplicare a tratamentului termomecanic la temperaturi înalte (TTMTI) și a tratamentului termomecanic la temperaturi joase (TTMTJ), a căror folosire în comun a primit denumirea de tratament termomecanic combinat.

Semifabricatele din oțelul turnat au fost forjate în benzi cu o grosime de 12 mm. Probele forjate de 10×10×60 mm au fost austenitizate la 1 050°C și apoi laminate printr-o singură trecere cu un grad de reducere de 45 %. La ieșirea dintre cilindri probele au fost imediat cufundate în baie de plumb topit la temperatura de 370°C, iar peste 15—20 s au fost laminate a doua oară ($\lambda = 10\%$) cu răcire ulterioară în apă. S-a stabilit că TTMTI asigură fărîmițarea grăuntelui austenitic, iar combinarea acestui tratament cu TTMTJ provoacă, în afară de o finisare suplimentară a grăuntelui, apariția unor alunecări în limitele fiecărui grăunte.

Proprietățile mecanice rezultate în urma aplicării diverselor variante de tratament sînt redate în tabela 1.

Tabela ***1***

Regimul de tratament	σ_r, kgf/mm²	σ_c, kgf/mm²	δ, %	ψ, %	HRC
Tratament termic	104	44,7	53,5	37,5	10
Tratament termomecanic la temperaturi înalte	115,5	43	53,2	36,5	10
Tratament termomecanic combinat	129,5	74,5	33,5	30,5	35

După cum se vede din aceste date, în rezultatul tratamentului termomecanic combinat rezistența la rupere crește cu 25 %, limita de curgere cu 65 %, alungirea relativă se micșorează cu 40 %, iar gîtuirea cu 20 %. Indiferent de micșorarea proprietăților de plasticitate, nivelul acestor proprietăți este pe deplin suficient funcționării oțelului în condițiile uzurii active și a sarcinilor la șoc. Creșterea rezistenței și a durității la tratamentul termomecanic combinat arată că deformarea plastică suplimentară, la 370°C, deși numai de 10 %, aduce o substanțială variație a structurii nu numai în stratul superficial, ci în întregul volum al probelor.

A. Jackson. **Oxygen steelmaking for steelmakers** (Elaborarea oțelului cu oxigen pentru uzul oțelarilor). Editura George Newnes, Londra, 1964.

Dacă în 1950 întrebuințarea oxigenului în elaborarea oțelului mai era considerată, în general, ca ceva foarte neeconomic, nu mai tîrziu de zece ani, prin 1960, oxigenul devenise un element principal al unor procedee noi de elaborare, procedee care pe zi ce trece capătă o pondere tot mai mare în siderurgie. Cartea de față, scrisă de un specialist care a cules numeroasele sale informații atît din practica personală, cît și din vizitele făcute unor mari uzine din lumea întreagă, vine să prezinte cele mai noi aspecte și să dea o sinteză competentă a principalelor probleme puse siderurgiei de folosirea tot mai largă a oxigenului.

Cartea cuprinde 258 de pagini, este împărțită în 18 capitole și se încheie cu o bogată bibliografie și un index alfabetic.

Primele capitole sînt consacrate enunțării principiilor de bază ale elaborării oțelului; un capitol special tratează despre principiile termice ale elaborării oțelului. Folosirea oxigenului în vechile procedee Bessemer, Thomas și Martin formează tema altor două capitole. Autorul arată că folosirea aerului îmbogățit cu oxigen tinde să înlocuiască simpla insuflare cu aer în procedeul Thomas, de exemplu, și are ca rezultat obținerea unui oțel de calitate mai bună.

În continuare se tratează despre noile procedee de elaborare cu oxigen apărute în special după anul 1950: procedeul Ajax (introdus în 1957 la uzina Appleby Frodingham Steel Company), procedeul LD (inițiat și pus la punct de întreprinderea austriacă VOEST) și cele derivate: LD-AC, OLP, procedeul LDK (practicat la Rheinhausen, Germania), procedeul Kaldo (legat de numele cercetătorului suedez Bo Kalling) și procedeul Rotor (inițiat la Oberhausen, Germania). La fiecare se dau scurte notițe istorice, o descriere sumară a procedeului și a instalației, rezultatele obținute, analiza oțelului, materiale refractare etc.

În continuare, autorul se ocupă de problemele legate de calitatea oțelului (hidrogenul în oțel, azotul în oțel, oxidarea carbonului), de turnarea continuă, de degazarea sub vid și de materialele refractare. Ultimul capitol al cărții este consacrat problemei care pare să devină deosebit de acută: purificarea gazelor.

Scrisă într-un stil simplu, clar și concins, cu numeroase scheme și fotografii, cartea constituie un prețios material de informare și referințe pentru tehnicienii și inginerii siderurgiști care doresc să se țină la curent cu ultimele noutăți în acest domeniu. Reproșăm lucrării lipsa unor analize mai temeinice din punct de vedere tehnologic și chimic ale procedeelor descrise.

Ing. *T. Oprescu*

A. A. Kovolev. **Mehaniceescoe oborudovanie procatnih tehov** (Utilajul mecanic al secțiilor de laminoare). Moscova, Metallurghia, 1965.

Partea I cuprinde generalități, clasificarea laminoarelor și bazele calculului parametrilor principali ai laminoarelor. Sînt arătate definițiile coeficienților de deformare a metalului la laminare, teoria și valorile practice ale unghiului de prindere, calculul suprafeței de contact, avansul și coeficientul de frecare în zona de deformare, calculul presiunii specifice, forței și momentului de laminare. Capitolul cuprinde pe scurt elementele teoriei laminării, cu excepția lățirii, care nu este tratată. Se menționează că, deși pentru presiunea specifică există numeroase formule și metode de calcul, în carte nu se indică decît formula autorului.

Partea a II-a tratează utilajele liniei de laminare propriuzise (cilindri, lagăre și portlagăre, reglarea și echilibrarea cilindrilor, ghidaje, mecanisme de schimbare a cilindrilor, cadre, bare de cuplare, cuplaje principale, caje de angrenaj, reductoare). Pentru fiecare utilaj sînt arătate construcțiile sovietice moderne și calculele de bază pentru dimensionare. Ar fi fost indicat să se trateze calculul deformației elastice totale a cajelor, ținînd cont de importanța acestui factor la laminoarele moderne de produse plate. De asemenea, acest capitol ar fi trebuit să cuprindă și cajele verticale.

Partea a III-a tratează utilajele auxiliare și de deservire a laminoarelor (transfercare, căi cu role, stivuitoare, mese de rotire, împingătoare, opritoare, manipulatoare, răsturnătoare, mese basculante, foarfece, ferăstraie, mașini și prese de îndreptat, înfășurătoare și vîrtelnițe, transportoare și paturi de răcire, mașini de marcat, stivuitoare și dispozitive de evacuare). Sînt arătate construcțiile sovietice pentru fiecare utilaj și calculele de bază pentru utilajele importante. Unele construcții des folosite pentru utilaje auxiliare (transfercare cu cablu, foarfece cu tăiere oscilantă, înfășurătoare cu două role, paturi de răcire cu lanțuri cu role) nu sînt tratate de loc, sau în măsură prea mică, în ansamblu însă capitolul îmbrățișează toate problemele importante.

Partea a IV-a tratează secțiile de laminoare, arătîndu-se procesul tehnologic, unele utilaje caracteristice, precum și elementele de bază (sortiment, materie primă, productivități, caracteristicile utilajelor, planul de ansamblu) pentru tipurile de laminoare caracteristice construite în U.R.S.S. Astfel, sînt analizate în detaliu următoarele linii de laminare: blumingul 1 300 mm, blumingul 1 150 mm, blumingul 1 000 mm, laminorul continuu de țagle 900/700/500 mm, laminorul continuu de țagle 850/700/500 mm, laminorul de șine 950/800 mm, laminorul de profile mari 650 mm, laminorul continuu de profile mijlocii 450 mm, laminorul semicontinuu de profile mijlocii 350 mm, laminorul continuu de profile mici 250 mm, laminorul continuu de sîrmă de 250 mm, laminorul continuu de benzi înguste și mijlocii 600 mm, laminorul de tablă groasă 2 800 mm și 2 800/1 700 mm, laminorul continuu de benzi late 1 700 mm, laminorul Steckel 1 200 mm, secțiile de laminare la rece. Deși nu cuprinde exemple de laminoare din alte țări, capitolul este foarte valoros, el reprezentînd o oglindă fidelă a realizărilor sovietice în domeniul laminoarelor.

Partea a V-a cuprinde secțiile pentru laminarea și fabricarea țevilor, precum și cele pentru fabricarea roților, profilelor îndoite, profilelor periodice. Sînt arătate secțiile și agregatele caracteristice realizate în U.R.S.S.

Bibliografia cuprinde 110 titluri.

Lipsurile menționate sînt de importanță mică și nu scad din valoarea acestei cărți, care se caracterizează prin sistematizarea excelentă a materialului și printr-o expunere didactică a problemelor. Numai în felul acesta se explică faptul că într-un număr relativ restrîns de pagini, autorul a reușit să îmbrățișeze nu numai utilajele mecanice ale laminoarelor, ci și elementele de bază ale teoriei laminării și ale tehnologiei de laminare. Deși cartea este adresată în primul rînd studenților (de fapt lucrarea reprezintă un manual oficial pentru facultățile de metalurgie), ea poate fi de un real folos inginerilor proiectanți și din uzine.

Ing. *A. Lederer*

M. Skarbinski. **Oprzyrzadovanie odlewnicze dla produkcji seryjnej** (Organizarea producției de serie a pieselor turnate). Editura tehnică științifică, Varșovia, 1964, 452 pag., 337 fig., 27 tabele.

Lucrarea cuprinde patru părți.

În partea I se descriu pe larg ramele de formare, construcția modelelor metalice, a plăcilor de model și a cutiilor de miez pentru diferite metode de formare (pe mașini de format prin scuturare, prin presare, prin suflare, întărire cu bioxid de carbon etc.).

În partea a II-a se tratează construcția formelor metalice (cochilii). Ca probleme mai importante cităm: calculul rețelei de turnare, calculul termic al formei metalice, concepția și construcția formei metalice, construcția elementelor formei metalice (mecanisme de închidere — deschidere, mecanisme de extragere a piesei, miezuri temporare și metalice, instalații și utilaje pentru turnare în forme metalice). Un capitol separat cuprinde construcția formelor metalice speciale și mecanizarea turnării în forme metalice.

În partea a III-a se descrie construcţia formelor metalice pentru turnarea sub presiune. Se face un studiu teoretic al turnării sub presiune, apoi se descriu reţelele de turnare şi elementele constructive ale formelor metalice pentru turnarea sub presiune pe maşini verticale şi orizontale. O atenţie deosebită se dă construcţiei miezurilor metalice, precum şi mecanismelor de închidere şi deschidere a formelor metalice la turnarea sub presiune.

În partea a IV-a se face o analiză a defectelor pieselor turnate, un calcul al preciziei dimensionale şi a construcţiei piesei turnate în forme metalice.

Considerăm că prin numeroasele exemple practice pe care le dă în lucrare, prin materialul grafic bogat, precum şi prin numeroasele tabele, autorul reuşeşte să pună la dispoziţia cititorilor un material destul de complet cu privire la construcţia formelor pentru turnarea pieselor de serie.

Lucrarea este de un real folos inginerilor din uzinele constructoare de maşini, putînd fi foarte utilă şi studenţilor de la facultăţile de metalurgie, mecanică şi tehnologia construcţiilor de maşini.

Dr. ing. *S. Buzilă*

Metallurgie der seltenen Metalle und der Spurenmetalle (Metalurgia metalelor pure şi disperse). Herausgegeben vom Forschungsinstitut für Nichteisenmetalle, Freiberg. VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig, 1964.

În ultimii ani metalele rare şi disperse au căpătat o importanţă mare, datorită atît proprietăţilor lor deosebite, cît şi efectelor produse datorită utilizării lor ca elemente de aliere.

Cu toate că dezvoltarea producţiei şi utilizarea lor în tehnică sînt rămase oarecum în urmă pe plan mondial comparativ cu metalele neferoase, folosirea lor în diferite sectoare ale industriei este atît de strîns legată de direcţiile moderne de dezvoltare ale acesteia, încît în prezent li se acordă aceeaşi importanţă în ceea ce priveşte valorificarea lor, ca şi în cazul metalelor neferoase obişnuite.

Publicaţia „Metallurgie der seltenen Metalle und der Spurenmetalle” conţine referatele şi discuţiile ştiinţifice ce s-au purtat la Colocviul din 20 şi 21 februarie 1964, organizat de Institutul de cercetări pentru metale neferoase din Freiberg.

Cu acest prilej au fost comunicate atît rezultatele cercetărilor efectuate asupra metodelor de extragere, cît şi informări asupra proprietăţilor şi posibilităţilor de utilizare a următoarelor metale: galiu, indiu, thaliu, zirconiu, vanadiu, niobiu, tantal, rheniu, seleniu şi uraniu.

Astfel sînt publicate comunicările urmate de discuţii, privind:

— metodele de extragere a galiului (M. Babinskù din Č.S.S.R. şi I. Somosi, Z. Tóth din R.P.U.);

— extragerea indiului din materiile prime ale R.P.P. (J. Adamiczka şi J. Pajakova din R.P.P.). Sînt indicate metodele folosite în R.D.G., Republica Socialistă România (cercetările efectuate la Academia Republicii Socialiste România de un colectiv condus de ing. M. Petrescu, pentru extragerea indiului din plumbul brut, procedeu aplicat la Uzina Copşa Mică), R.P.P., R.S.F. Jugoslavia, S.U.A., Peru şi Canada;

— extragerea thaliului spectral pur din materii prime din R.P.P. (K. Krzysztofowicz şi E. Bonarek din R.P.P.);

— extragerea metalelor pămînturilor rare prin electroliza topiturii (F. Matthes din Leuna-Merseburg);

— prelucrarea concentratelor de zirconiu la pulbere şi burete de zirconiu (B. Winsch din Gliwice);

— posibilitatea obţinerii vanadiului în R.D.G. (A. Lange şi M. John din Freiberg);

— extragerea niobiului şi tantanului (W. Baronius din Bitterfeld, S. Ziegenbalg, G. Scholze şi W. Thiel din Freiberg);

— extragerea rheniului şi seleniului (W. Knaul din Freiberg şi Chen Nian Yi din China);

— cîteva probleme noi ale extragerii uraniului (V. Radil din Č.S.S.R. şi T. Adamski din R.P.P.).

Publicaţia interesează pe metalurgişti, fizicieni şi chimişti, pentru actualizarea cunoştinţelor ştiinţifice, şi pe constructorii de aparate din industria chimică şi tehnica nucleară.

Ing. *A. Protopopescu*

INVENŢII

Procedeu şi instalaţie de răcire rapidă în flux, fără deformarea platinelor laminate

Invenţia se referă la un procedeu şi o instalaţie de răcire în flux continuu a platinelor, fără deformare, în procesul de laminare, în două trepte: pe un pat scurt de răcire în aer şi prin cădere într-un bazin cu apă, unde se răcesc brusc.

După debitarea la foarfece, platinele calde obţinute prin laminare la o temperatură de 850 — 900°C sînt trecute pe un pat scurt de răcire pe care platinele se răcesc în aer în mod natural, avansînd pas cu pas prin intermediul unui transportor cu clicheţi, un timp minim necesar pentru a ajunge la o temperatură de circa 600 — 650°C, după care răcirea lor se continuă în a doua fază, într-un bazin cu apă unde se răcesc brusc, fără a se deforma, pînă la o temperatură de circa 100°C, apa din bazin fiind menţinută la circa 90 — 95°C.

În prima fază, înlăturarea deformaţiilor obţinute în cazul platinelor (oţel cu carbon redus) se datoreşte faptului că răcirea se face fără transformări de faze, iar strîmbările cauzate de tensiunile termice sînt înlăturate prin răcirea lentă în aer, pe patul de răcire, ceea ce corespunde la o creştere a rezistenţei materialului, într-o măsură mai mare decît tensiunile termice, astfel că materialul rămîne în permanenţă în echilibru nedeformabil.

În faza a doua, răcirea bruscă în apă, la temperatura de 650°C (determinată experimental) platinele nu se mai strîmbă atît datorită echilibrului stabilit în faza anterioară, cît şi faptului că de la această temperatură, în momentul răcirii în apă, rezistenţele materialului continuă să crească în aşa măsură, încît tot timpul rămîn superioare creşterii tensiunilor termice, ceea ce determină starea de echilibru nedeformabil.

Realizarea invenţiei are loc după următorul flux tehnologic (fig. 1):

Platinele, după trecerea prin caja finisoare *1*, unde fac un număr de treceri, ajung la caja polizoare *2*, unde se laminează o singură dată, după care sînt transportate pe o cale cu role *3* la foarfecele de debitat *4*, după ce în prealabil au fost oprite de opritoarele mobile *5*.

După debitare în lungimi de circa 6 m, platinele îşi continuă transportul pe calea cu role, pe unul din cîmpurile de depozitare şi sortare pe calităţi, oprirea făcîndu-se cu ajutorul unor opritoare escamotabile *6*. Platinele sînt apoi împinse de pe calea cu role cu ajutorul unui împingător *7* pe un pat scurt de răcire în aer *8*. Ajunse pe patul de răcire în aer, la o temperatură de circa 860°C, platinele avansează cu cîte un pas, pînă ajung în dreptul unui răsturnător *9*, care le răstoarnă pentru controlul suprafeţei inferioare. Platinele care prezintă defecte sînt evacuate, prin intermediul unei căi cu role de evacuare *10*, iar cele bune trec peste această cale şi ajung într-un bazin de răcire cu apă *11*, cînd au o temperatură de circa 600—650°C. În bazin platinele sînt transportate, în continuare, avansînd cu acelaşi pas ca şi pe patul de răcire şi se răcesc fără deformare pînă la circa 100°C, fiind predate unui stivuitor *12*.

Transportul laminatelor pînă la bazinul cu apă *11* se face cu un transportor cu clicheţi *13*. Aici platinele de pe patul de răcire în aer sînt aruncate în bazinul cu apă pe un ghidaj înclinat *14*, de unde sînt preluate de un transportor cu clicheţi inversaţi *15*, care înaintează pas cu pas, fiind acţionat de un cilindru pneumatic *16*. Mişcarea de avans a transportorului prin bazinul cu apă *11* este sincronizată cu cea de pe patul de răcire în aer şi cu împingătorul de platine *7*.

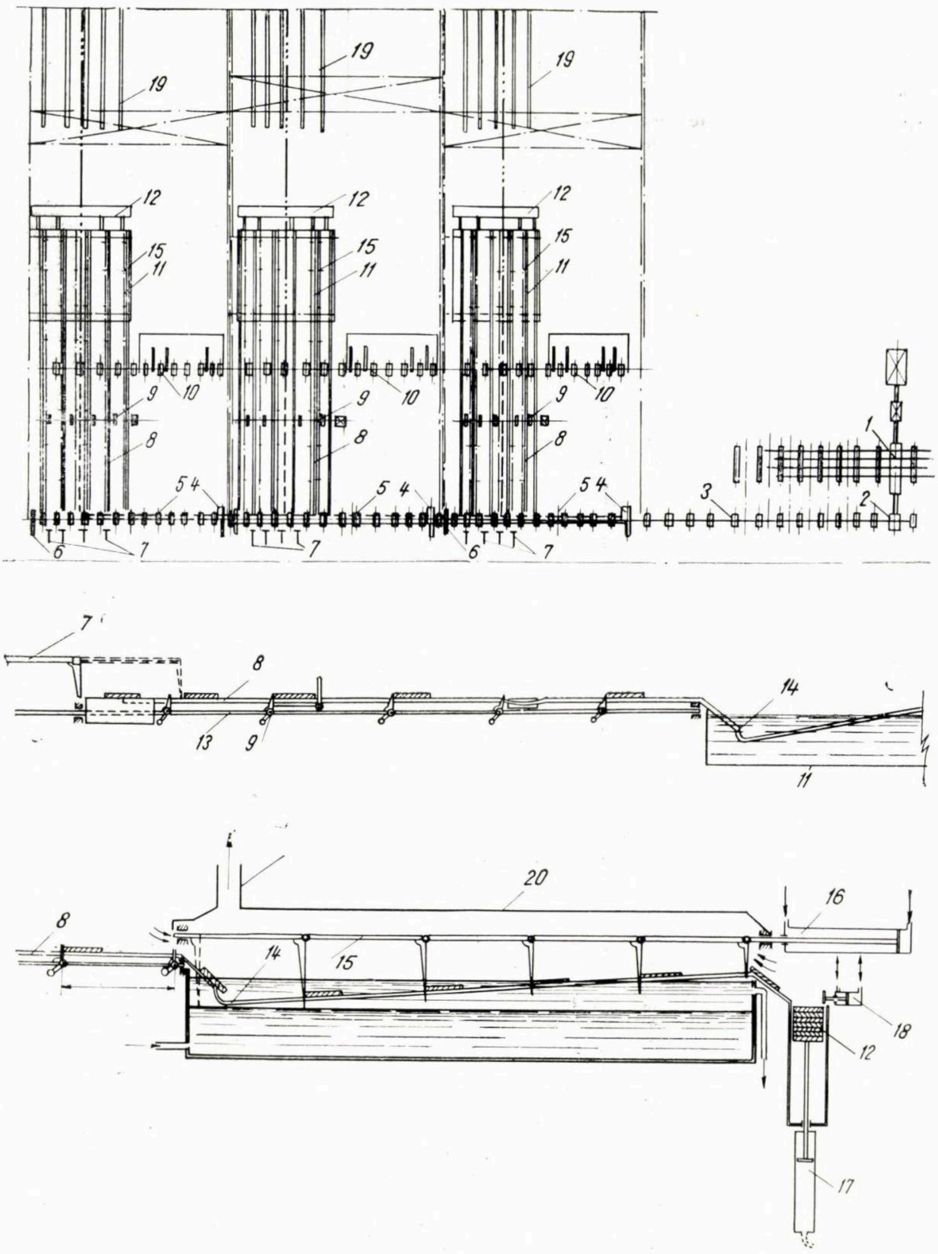


Fig. 1

Din bazinul de răcire *11*, platinele sînt predate de stivuitorul *12*, unde se stivuiesc regulat în pachet prin intermediul unui cilindru hidraulic de coborîre *17*, şi a unui cilindru pneumatic de aranjare *18*.

În stivuitor pachetele de platine formate sînt legate şi luate apoi cu un pod rulant, pentru a fi depozitate pe stivele depozitului *19*.

Ansamblul de răcire în bazinul cu apă este izolat de mediul înconjurător printr-o hotă *20*, prin care se creează o depresiune prin intermediul unui ventilator *21*, pentru absorbţia vaporilor formaţi în timpul răcirii platinelor.

Pentru recuperarea căldurii cedate de platine, apa de răcire recirculă printr-un schimbător de căldură (nereprezentat în figură), prin această recirculaţie temperatura apei din bazin menţinîndu-se la 90—95°C.

Aplicarea invenţiei la uzina „Oţelul roşu'' prezintă următoarele avantaje : elimină oxidarea secundară care are loc în timpul procesului de răcire obişnuită, creîndu-se astfel posibilitatea elaborării tablelor de calitate superioară; realizează automatizarea completă a întregului proces tehnologic de răcire, eliminîndu-se condiţiile grele de muncă existente în alte situaţii; asigură obţinerea unor platine nedeformate, fapt ce creează posibilitatea unor mecanizări la laminoarele de tablă subţire.

Brevet nr. 42869
Autori : ing. *E. Cerchez* şi ing. *I. Szabo*
Titular : Ministerul Industriei Metalurgice

Înregistrat 23. VII. 1963
Publicat 15. XI. 1964
Dosar O.S.I. 46701
Cl. 7 a, 26^{01}.

Procedeu și dispozitiv de antrenare și marcare în flux a laminatelor

Invenția se referă la un procedeu și un dispozitiv de antrenare în flux a laminatelor care, în scopul marcării laminatelor cu amprente perfect vizibile, imprimă numărul șarjei pe una din laturile laminatului, în mod repetat, la distanțe egale, pe întreaga lungime a acestuia, folosind în acest scop un marcator dispus într-o degajare amenajată în cilindrul superior al unui dispozitiv de antrenare și marcare amplasat după ultima caja a laminorului finisor și foarfecele de debitare.

Dispozitivul de antrenare și marcare este compus dintr-o pereche de cilindri profilați — unul inferior și altul superior —, un marcator, un servomotor acționat pneumatic, o articulație și un electromotor care acționează cilindrul inferior (fig. 1).

Laminatul, după ce trece de ultima caja a laminorului, este preluat de dispozitivul de antrenare și marcare unde se realizează marcarea, fiind după aceea debitat la lungimile corespunzătoare de către foarfecele rotativ.

Dispozitivul de antrenare și marcare are în componența sa o pereche de cilindri profilați, unul inferior *2*, acționat de un electromotor *1*, și altul superior *3*, prevăzut cu o degajare în care se montează un marcator *4*, format dintr-o casetă cu poansoane pentru marcarea șarjei, axa cilindrului superior putîndu-se apropia sau îndepărta de axa cilindrului inferior sub acțiunea unui servomotor *5* acționat pneumatic, legat de cilindrul superior prin articulația *6* (fig. 1).

Marcarea este realizată astfel: electromotorul *1* antrenează în mișcare de rotație cilindrul *2*, iar laminatul, ieșind din ultima caja a laminorului finisor, trece prin cilindrii *2* și *3* ai dispozitivului de antrenare și marcare, astfel încît marcatorul montat în cilindrul superior *3*, apropiat în mod corespunzător de cilindrul inferior *2*, imprimă numărul șarjei pe laminat, la distanțe egale. Folosirea invenției permite o marcare citibilă și corectă a laminatelor și a scurtăturilor, identificîndu-se cu ușurință șarjele respective.

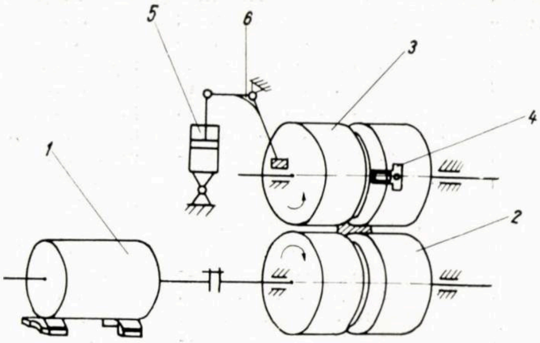


Fig. 1

Brevet nr. 43057
Autor : Ing. *Cirlan Virgiliu*
Titular : Ministerul Industriei Metalurgice

Înregistrat : 09.IX.1963
Publicat : 15.IV.1965
Dosar O.S.I. 46874
Cl. 7 a, 2702, 15 k, 802.

REVISTA REVISTELOR

Stahl und Eisen, nr. 1, 1966: Asia mică, țara de origine a fierului? Raport asupra săpăturilor din Comagene ; Conducerea economică a întreprinderilor cu ajutorul calculului prețului de revenire standard ; Experiențe cu aspirația gazelor de ardere și epurarea prin dezintegrator la cuptoarele cu arc ; Calculul și construcția căilor de rulare ale podurilor rulante ; Consecințele încărcărilor admise și ale prevederilor pentru calculul din norma germană viitoare privind podurile rulante ; Privire asupra zilelor comemorative siderurgice din anul 1966 ; Peletizarea minereurilor de fier în 1965 sub semnul unei dezvoltări rapide ; Randamentul laminoarelor la rece la laminarea benzilor de oțel ; Dezvoltări noi în domeniul oțelurilor pentru prelucrări la rece ; Influența compoziției chimice asupra proprietăților mecanice ale oțelurilor nealiate și slab aliate.

Nr. 2, 1966: Cercetarea comparativă privind încărcarea sorturilor diferite de pelete și aglomerate ; Conținuturile de hidrogen ale oțelului lichid din cuptorul cu arc la utilizarea pietrei de var în bucăți, sub formă de praf și var slab ars cu granulație fină ; Efectul carbonului în cărămizile de magnezită arsă gudronate la uzura în convertizoarele cu insuflare de oxigen ; Influența formării sulfurilor asupra așchierii oțelurilor de automate ; Conducerea fluxului de materiale și debitarea optimă a bramelor prin introducerea unui calculator electronic ; Tehnica modificată a diluării izotopilor pentru determinarea oxigenului în oțel și fier ; Influența structurii asupra proprietăților mecanice ale oțelurilor nealiate și slab aliate ; Considerații teoretice asupra solicitării capului de șină în punctul de aplicare a sarcinii.

Nr. 3, 1966: Cercetări pentru îndepărtarea cromului din fonta brută ; Evacuarea liberă de zgură a unui cuptor Martin fix ; Trecerea unei uzine siderurgice la utilizarea gazului metan cu considerarea deosebită a măsurilor de exploatare ; Stadiul cunoștiințelor actuale și liniile de dezvoltare în domeniul oțelurilor de scule ; Probleme organizatorice în domeniul rețelelor de conducte din uzinele siderurgice ; Despre cinetica îmbogățirii și sărăcirii conținutului de azot în oțelul lichid ; Experiențe cu pompe de ungere la barele de cuplare ale unui laminor de benzi late ; Contribuții la chimia siderurgică ; Influența temperaturii și a variațiilor de tensiune asupra rezistenței de durată a oțelului X8CrNiWTi 1713.

Nr. 4, 1966: Importanța tehnicii de măsurare pentru automatizarea uzinelor siderurgice ; Posibilitățile de producție ale unui cuptor cu arc de 50 t ; Cîntare electromecanice moderne într-o oțelărie cu convertizoare de oxigen ; Utilizarea apei potabile în cazul deficiențelor în aprovizionarea cu apă industrială ; Dezvoltări noi în domeniul oțelurilor de prelucrare la cald ; Hidrogen, carbon și oxigen în oțel ; Ședința anuală din 1965 a cercului german pentru combaterea zgomotului ; Prevenirea modernă a accidentelor.

Neue Hütte, nr. 2, 1966: Condițiile organizării economice a producției în două trepte la procese metalurgice combinate ; Experiența de exploatare la utilizarea oxigenului gazos în oțelăria specială Freital ; Influența proprietăților cocsului asupra procesului de topire în furnal înalt la uzina Mansfeld ; Influența tehnologiei asupra proprietăților unui aliaj EAIMgSi ; Ghidaje de alunecare pentru viteze de laminare ridicate ; Condiție de lucru la o instalație de patentare cu rezistență electrică ; Modificarea proprietăților la planarea tablelor de oțel ; Contribuții la tehnologia de forjare a oțelurilor greu deformabile ; Probleme privind recoacerea și metalizarea cu radiații electronice ;Influența dislocărilor asupra comportării de amortizare a metalelor ; Locomotivele Diesel din seria constructivă V 60 în zona furnalelor înalte ale Combinatului VEB Ost ; Elaborarea oțelului după procedeul plasa-arc ; Contribuții la formarea nămolurilor de activare la rafinarea electrolitică a cuprului; Cercetări privind utilizarea gazului urban ca gaz combustibil la tăierea cu flacără; Condiţiile şi procedeele de producere a sticlei spumoase din sisteme de pulberi din sticle cu conţinut de SO_3 şi carbon activ; Un nou dispozitiv de încălzire a recipienţilor de la presele de extrudare şi perforare; Cocsul în procesul de furnal înalt; Despre analiza de activare şi posibilităţile ei de aplicare în metalurgia neferoasă; A IV-a conferinţă de economie energetică.

Nr. 3, 1966 : Legarea planului de producţie de normarea stocului de metal; Proiectarea, construirea şi exploatarea aparaturii de reglare a grosimii la un laminor la rece pentru benzi înguste; Procedeu pentru obţinerea corpurilor cilindrice placate; Materiale compuse, armate cu fibre; Dubla formare a martensitei în oţelul cu 13% mangan; Variaţia de la şarjă la şarjă a comportării la transformare a unui oţel de îmbunătăţire Cr-Mo-V; Dependenţa de temperatură şi viteză a îmbătrînirii prin ecruisare a oţelului; Dependenţa direcţională a proprietăţilor mecanice ale materialelor pentru arcuri; Determinarea proprietăţilor de rezistenţă şi de tenacitate prin cercetarea ambutisabilităţii; Procedee mai noi în metalografie; Tratamentul de suprafaţă a sculelor din oţel rapid pentru îmbunătăţirea durabilităţii; Experienţe de exploatare cu spectrometre; Despre influenţa calităţii cocsului asupra productivităţii furnalului înalt, luînd în consideraţie proprietăţile încărcăturii la Combinatul siderurgic VEB Ost; Utilizarea entalpiei de devaluare la întocmirea bilanţurilor termice ale proceselor metalurgice; Contribuţie la elaborarea şi încercarea oţelurilor austenitice Cr-Ni cu conţinut de azot; Despre utilizarea pulberilor de turnare la turnarea în sifon a oţelului calmat; Extrudarea lingourilor turnate din oţeluri carbon şi austenitice; Colocviu industrial privind cuptoarele cu arc poloneze; Sesiunea tehnică de lucru privind oţelurile cu rezistenţă ridicată în industria construcţiilor; Determinarea rapidă a gazelor în oţeluri.

Liteinoe proizvodstvo, nr. 1, 1966: Modificarea fontei de cubilou cu feroceriu; Variaţia compoziţiei chimice a fontei la tratarea ei cu magneziu şi menţinerea în oală; Defectele din tăblia cilindrilor turnaţi din fontă tratată cu magneziu; Fonta albă modificată cu bor şi siliciu; Fonta manganoasă austenitică; Roţi dinţate pentru motoare din fontă cu grafit nodular; Formarea crăpăturilor la cald la turnarea semicontinuă a tuburilor; Cubiloul cu gaze; Cuptor de topire a fontei cu gaze; Maşina cu cap centrifugal automatizată — tip PN-40; Caracteristicile de bază ale motorului mecanismului de scuturare al maşinilor de formare; Curgerea amestecurilor de formare; Variaţia carbonului şi siliciului la topirea fontei în cubiloul bazic; Influenţa oxigenului asupra solubilităţii carbonului în fonta lichidă; Particularităţile procesului de contracţie în fonte; Precizia dimensională şi calitatea suprafeţei conurilor turnate pentru foraj; Tratamentul izoterm al fontei aliate cu grafit nodular; Caracterul curgerii jetului de metal; Influenţa Sn, Sb şi Bi asupra cristalizării fontei tratate cu magneziu; Influenţa zincului asupra proprietăţilor aliajelor refractare din sistemul Mg-Ni-Zr; Repartizarea presiunii pe înălţimea piciorului de turnare cilindric; Linie mecanizată pentru executarea miezurilor mari; Folosirea strunjiturii de fontă la topirea în cubilou; Schimbarea construcţiei turbinei pentru curăţarea cu alice; Influenţa vibrării maşinii centrifugale asupra calităţii pieselor turnate; Influenţa adaosului aliajului de ceriu MM 5 asupra proprietăţilor fontelor refractare cu aluminiu şi siliciu; Influenţa tratamentului termic asupra aliajului de Mg-Al-Zn de turnătorie.

Nr. 2, 1966: Calculul vitezei de răcire a formei la turnarea tuburilor din fontă; Turnarea centrifugală a tuburilor din topituri la zgură; Turnarea fontei Cr 30 Ni 2; Folosirea completelor de model din materiale plastice, la producţia de serie mică; Dozarea materialelor din încărcătura cubilourilor prin folosirea calculatoarelor; Despre normele de consum al aluminiului pentru dezoxidarea oţelului carbon; Tratamentul termociclic de stabilizare a siluminului; Metode de creştere a productivităţii maşinilor de formare şi a automatelor în producţia de serie mică; Experienţa privind exploatarea sistemului de dozare a încărcăturii la cubilouri; Maşina electronică de calcul „Minsk — 22" pentru calcule economice şi inginereşti; Tensiunea superficială a fontelor cu carbon echivalent diferit şi influenţa bismutului; Întărirea miezurilor din amestecuri cu sticlă solubilă; Îmbunătăţirea capacităţii de dezbatere a amestecurilor cu sticlă solubilă; Problemele îndesării formelor prin presare; Influenţa proprietăţilor formei neuscate asupra contracţiei pieselor din fontă; Aderenţele la turnarea în forme cu modele fuzibile; Experienţa turnării tuburilor cu ace şi a blocurilor termice; Influenţa supraîncălzirii fontei asupra rezistenţei la uzură a pieselor; Aparat pentru determinarea vitezei pistonului de presare la maşinile de turnare sub presiune; Matriţarea pieselor cu pereţi subţiri din oţel lichid; Amestecuri din nisip cu olivină şi sticlă solubilă; Concentrarea oxizilor de aluminiu la topirea şi turnarea aluminiului; Tăierea cu flacără şi ventilarea în producţia de piese din oţel austenitic manganos; Producerea fontei cu grafit nodular în turnătoria uzinei ACEC; Fabricarea calandrilor şi a altor cilindri pentru fabricile de hîrtie.

Nr. 3, 1966: Precizia dimensiunilor şi a greutăţii pieselor obţinute în forme executate la presiune ridicată; Precizia montării modelelor pe plăci prin diferite metode; Compoziţii de modele fuzibile nesaponificabile; Vopsele izolante pentru forme metalice; Calculul maselotelor pentru piesele din aliaje Al-Si; Îmbunătăţirea calităţii oţelului turnat; Problemele producerii plăcilor de frecare din fontă; Calculul metalului recirculat în turnătorii; Particularităţile dozatoarelor de încărcătură cu electromagneţi; Automat pentru turnarea bucşelor din fontă cu mai multe straturi; Pistoale cu ejecţie pentru alice; Măcinarea prin vibrare a materialelor folosite în turnătorii; Uscarea pneumatică a nisipului; Curgerea amestecului de formare după îndesarea iniţială; Formarea aderenţelor mecanice la piesele turnate din oţel înalt aliat; Influenţa schimbului de căldură în formă asupra calităţii pieselor turnate din topituri de silicaţi; Studiul cu ajutorul microscopului electronic al structurilor primare ale fontelor albe; Parametrii de bază ai procesului de îmbătrînire prin vibrare a pieselor din fontă; Despre temperaturile de solidificare a aliajelor pentru magneţi; Reglarea temperaturii formei la maşinile de turnare sub presiune cu cameră caldă; Rezistenţa de fixare a armăturii de metalul piesei turnate; Forme din molibden pentru turnarea sub presiune a oţelului; Instalaţie pentru controlul nivelului încărcăturii în cuva cubiloului; Mecanizarea colectării resturilor provenite la topirea în cubilou; Metalizarea electrozilor în cuptoarele electrice; Corelaţia dintre calitatea pieselor turnate; Maşini şi tehnologia de elaborare şi turnare a oţelului; Amestecuri de miez cu leşie sulfitică şi adaos de salpetru; Fabricarea miezurilor pentru bucşe şi lingotiere cu ajutorul maşinilor de scuturat; Metoda cu două trepte de obţinere a crustelor ceramice la turnarea cu modele fuzibile; Maşină pentru executarea cîrligelor de turnătorie; Determinarea rezistenţei şi permeabilităţii formelor crude; Despre proiectele de standard privind oţelurile de turnătorie; Eficacitatea din punct de vedere tehnologic al construcţiei pieselor turnate.

Slévárenstvi, nr. 2, 1966 : Au întreprinderile interes pentru propaganda produselor ? Consideraţii în legătură cu aprecierea fontei cenuşii; Freză universală pentru modelărie tip F.M.A. — U; Proprietăţile mecanice ale pieselor din aliaje de Al—Si — turnate sub presiune; O nouă formă constructivă a elementelor de radiator; Masă de sablaj tip T.S. 1000.2; Discuţii în legătură cu încercările mecanice ale fontei modificate feritice; Aprecierea proprietăţilor fontei prin metoda statistică; Confecţionarea modelelor de polistiren dur; Consideraţii în legătură cu stadiul actual al uscării superficiale a formelor; Utilajul secţiei de topire în cazul unei turnătorii de fontă maleabilă; Consideraţii critice asupra amestecurilor de formare şi de miez; Influenţa specializării şi concentrării în domeniul turnării pieselor; Controlul pieselor prin metoda magnetică.

Kuznecino-Ştampovocinoe proizvodstvo, nr. 3, 1966: Cercetări asupra procesului de presare la cald a aliajelor metaloceramice pe bază de cupru şi nitrură de bor; Proiectarea sculelor pentru rularea la cald a roţilor dinţate cu avansul axial al semifabricatului; Efortul la extrudarea inversă la rece a pieselor cu suprafeţe fasonate; Durabilitatea matriţelor tratate cu bor; Forjarea prin extrudare adîncă a fusurilor din oţel H18N10T; Ridicarea durabilităţii elementelor de tăiere din oţel ale ştanţelor, la funcţionarea acestora cu elemente din metale dure; Cercetarea procesului de extrudare la rece a ţevilor bimetalice; Determinarea capacităţii de ambutisare a tablelor subţiri din oţel, în funcţie de valoarea alungirii uniforme; Analiza ruperilor pieselor de bază ale preselor hidraulice mari; Construcţii moderne de automate pentru presarea şi ştanţarea tablelor cu acţionare inferioară; Instalaţie hidraulică de presare pentru îndreptarea pieselor metalice; Prese cu plăci port-matriţe mobile; Cercetarea recuperatoarelor din ţevi executate din materiale refractare de tip „Sital"; Eficacitatea tehnico-economică a diferitelor procese tehnologice de ştanţare a tablelor (metodica de determinare şi normative); Ştanţă universală pentru îndoirea pieselor bordurate; Mecanizarea complexă a evacuării pieselor matriţate şi a bavurilor interioare şi exterioare la o presă de debavurat; Îmbunătăţirea tehnologiei de matriţare a arborilor cotiţi pentru motoarele cu cilindree mică; Utilizarea ureei tehnice pentru controlul matriţelor de forjă.

Metal treatment, nr. 244, 1966: Compararea costurilor diferitelor procedee de execuţie a gravurilor matriţelor de forjat; Forjarea cu energie înaltă la secţia de forjare şi turnare a firmei „Vickers Newcastle upon Tyne"; Matriţe şi pastile turnate, destinate matriţării la cald; Forjarea cu energie înaltă, utilizînd petrolul (procedeul Petro-Forje), la universitatea din Birmingham.

Nr. 245, 1966: Probleme dificile legate de introducerea sistemului metric; Piese forjate din aliaje uşoare; Microscopia electronică prin baleiaj; Aliaje înalt rezistente pe bază de wolfram; Instruirea tehnicienilor pentru industria de matriţare în Franţa; Fasonarea magnetică; Cel de-al doilea simpozion internaţional privind materiale de o puritate extrem de înaltă destinate ştiinţei şi producţiei; Extrudarea hidrostatică.

Nr. 246, 1966: Statuia lui „Eros", din Picadilly, piesă istorică privind utilizarea aluminiului; Noul preşedinte pentru anii 1966—1967 al Asociaţiei naţionale pentru matriţare şi ştanţare NADFS; Programul de cercetări pe 1966 al institutului PERA; Efectele compactării prin laminare, la aliajele de Cu-Pb şi Cu-Pb-Zn sinterizate cu oţel moale; Extrudarea directă hidrostatică; Oţeluri aliate cu nichel şi fonte cu grafit nodular, utilizate în construcţia preselor cu fricţiune şi şurub; Extrudarea la rece a pieselor auto în S.U.A.; Proiectul Ford-Sandusky privind crearea unei linii de extrudare la rece; Scule aşchietoare din oţeluri rapide turnate prin procedeul Shaw.

INDEX DE AUTORI

Altimore F.O. . . . . p. 416
Antonov V. P. . . . . p. 421
Arke A. J. . . . . p. 416
Balinskii V. R. . . . . p. 422
Barbu I. . . . . p. 408
Braun M. P. . . . . p. 423
Caba M. . . . . p. 389
Cernov G. I. . . . . p. 414
Ciornobrovkin V. P. . . . . . . p. 422
Codreanu M. . . . . p. 404
Downs E.. . . . . p. 419
Drujinin V. V. . . . . p. 422
Dumitrescu Th. . . . . p. 389
Efros D. I.. . . . . p. 416
Elkina T. P. . . . . p. 423
Evdochimov N. A.. . . . . . . p. 414
Feber I.. . . . . p. 373
Feşcenko I. I. . . . . p. 413
Fialkov B. S. . . . . p. 414
Fischgold R.. . . . . p. 373
Glovaţki A. B. . . . . p. 413
Gorski V. B. . . . . p. 416
Granat I. Ia. . . . . p. 416
Grdina Iu. V. . . . . p. 422
Grigorescu Paula. . . . . p. 408
Gupta N. N. D.. . . . . p. 413
Hătărăscu O. . . . . p. 365
onescu D. . . . . p. 369
Jackson A. . . . . p. 426
Juravlev P. Ia. . . . . p. 416
Kaciapin A. A. . . . . p. 423
Kidin I. N. . . . . p. 423
Kobelev N. I. . . . . p. 421
Kovolev A. A. . . . . p. 426
Kowal R. T. . . . . p. 416
Kurocikin P. D. . . . . p. 421
Kuşelman V. S. . . . . p. 421
Kutenko Iu. V. . . . . p. 416
Laiu N. . . . . p. 373
Liadskii V. B.. . . . . p. 420
Marşalchin A. N. . . . . p. 423
Minkevici N. . . . . p. 385
Mirovskii E. I. . . . . p. 423
Mizonov I. M.. . . . . p. 423
Morozenski L. I. . . . . p. 416
Mulighin P. S. . . . . p. 421
Muserski E. V. . . . . p. 414
Namiatov G. N.. . . . . p. 413
Nicolaev M. R. . . . . p. 414
Niţulescu F. . . . . p. 398
Novac C. . . . . p. 408
Orosz Ruxandra . . . . p. 369
Păun A. . . . . p. 369
Pokrovski V. A.. . . . . p. 416
Popescu Viorica . . . . p. 389
Rozenfeld S. E.. . . . . p. 421
Samcenko V. G.. . . . . p. 423
Sava Elena . . . . p. 369
Serejkin B. I. . . . . p. 414
Sevruk V. A. . . . . p. 423
Simonetti N.. . . . . p. 397
Singleton D. . . . . p. 419
Sintov V. A. . . . . p. 421
Skarbinski M.. . . . . p. 426
Spieker K. H.. . . . . p. 417
Starat F. W. . . . . p. 416
Stenin S. I. . . . . p. 425
Stihomirova L. B.. . . . . . . p. 425
Strähuber H. F.. . . . . p. 424
Suceveanu Gh.. . . . . p. 385
Şontea S. . . . . p. 397
Şumakov L. G. . . . . p. 414
Tarasco D. I. . . . . p. 422
Teodorescu M.. . . . . p. 373
Tesaev S. T. . . . . p. 420
Tleugabulov S. M.. . . . . . . p. 414
Tretiakov V. F.. . . . . p. 421
Tripşa I. . . . . p. 365
Tuşinskaia K. I.. . . . . p. 425
Tuşinskii L. I.. . . . . p. 425
Vida M.. . . . . p. 393
Volkov A. N. . . . . p. 420
Wanyorek C. . . . . p. 378
Winterkamp H. . . . . p. 418

SIEMENS

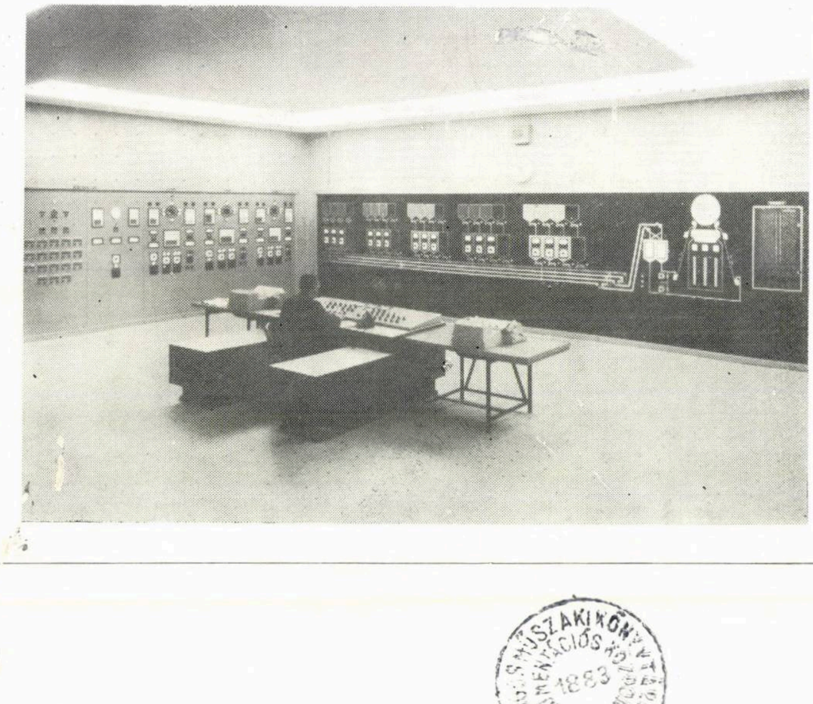
CÎNTARE AUTOMATE

Tendințele spre automatizarea proceselor de producție industriale duc la rezultate continuu înnoite în legătură cu dezvoltarea aparatelor și instalațiilor pentru tehnica de măsurare și reglare:

Aparatele de măsură verificate se completează cu ajutorul dispozitivelor pentru valorificarea automată a rezultatelor măsurării; Sistemele superioare de conducere a proceselor cu calculatoare electronice extind sistemele electrice și pneumatice de reglare și de comandă; Procesele discontinue pot fi automatizate în mare măsură cu ajutorul aparatelor de semnalizare procesuală și de comandă. Instalațiile de telemăsură și telecomandă raționalizează transportul de energie în rețelele de alimentare larg ramificate pentru electricitate, gaz și ulei.

Relativ nouă este utilizarea cîntarelor electromecanice, în mare măsură fără întreținere, pentru determinarea greutăților în cursul procesului de fabricație. Cu ajutorul lor se deschid, la supravegherea proceselor, posibilități noi și considerabil mărite. În special în condiții grele de exploatare, ca de exemplu în industria siderurgică, aceste cîntare robuste și insensibile la impurități s-au impus în ultimii ani. Pînă acum au fost executate în tehnica de cîntare SIEMENS, pe lîngă vagoane-cîntar pentru deșeuri, mangan, lingouri și sleburi, cîntare-buncăr de minereu și cocs pentru dozarea șarjei și pentru toate adaosurile utilizate la convertizoare (inclusiv praf de calcar și adaosurile de aliaj). Pe lîngă acestea au fost executate cîntare pentru toate macaralele de transport, ca de exemplu, macarale de mixaj și de deservirea convertizoarelor, macarale din turnătorii și macarale pentru cuptoare adînci și o serie de cîntare-platformă. Reprezentarea analogă și digitală a rezultatelor de măsură în formă de greutate brută sau netă, tară, sumă sau diferență de greutăți, eficiență sau cantitate de extracție, poate fi realizată la orice distanță de la locul măsurat. Cu ajutorul unor căi de transmisie adecvate (cabluri, unde hertziene, bucle inductive) valorile de măsură electrice pot fi conduse împreună cu alte mărimi importante pentru conducerea procesului la centralele de prelucrarea valorilor de măsură, în vederea conducerii și supravegherii procesului.

Sală de comandă a unui furnal cu încărcare programată. Greutățile determinate cu ajutorul a 17 cîntare-buncăr electromecanice lucrînd automat sînt înregistrate după sortimente de o mașină contabilizatoare. Consumul se determină automat pentru fiecare sortiment în parte la sfîrșitul schimbului



Universalitate tehnică.

În întreprinderile SIEMENS lucrează 257 000 persoane în toate domeniile tehnicii de telecomunicație, a tehnicii de curent de înaltă tensiune și a tehnicii de măsurare și reglare, de la producția de tranzistoare pînă la construcția de reactoare, de la electromotorul de serie pînă la centrala digitală electronică. Cercetătorii și inginerii se străduiesc permanent de a exploata cele mai noi rezultate de cercetare, ca și experiențele practice obținute pe un sector anumit și pentru toate celelalte sectoare.

Această universalitate a întreprinderilor SIEMENS pe întregul domeniu al electrotehnicii — un semn caracteristic al succesului lor întreprinzător — este importantă pentru fiecare client: fiecare instalație construită, fiecare aparat produs în uzinele SIEMENS, conține suma tuturor experiențelor adunate și exploatate zilnic într-o întreprindere atît de multilaterală.

Aceasta înseamnă:

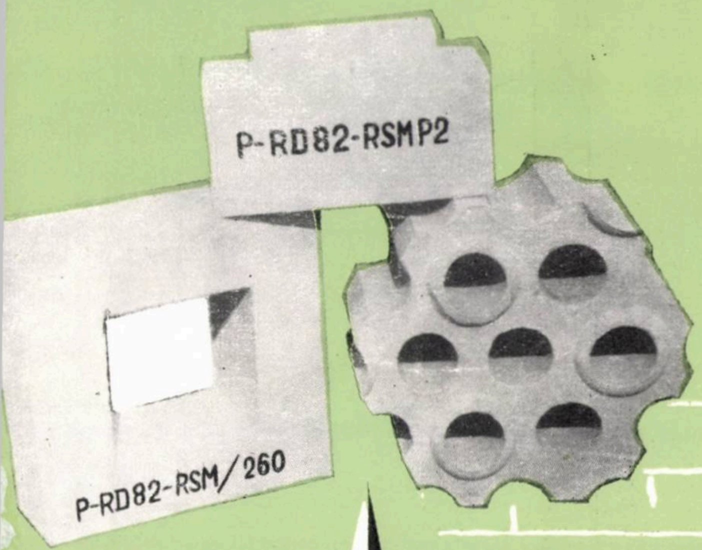
Dacă e vorba de construirea unei centrale digitale electronice sau de dezvoltarea unui antrenaj special, de construirea unei centrale electrice, de automatizarea unei fabrici de laminate ori de mărirea unei rețele de telecomunicație — oriunde este vorba de electrotehnică — în întreprinderile SIEMENS stă la dispoziție oricînd o echipă de colaboratori calificați.

SIEMENS & HALSKE AG
7500 KARLSRUHE
RHEINBRÜCKENSTRASSE 50
REPUBLICA FEDERALĂ GERMANĂ

ORSZ. MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1883

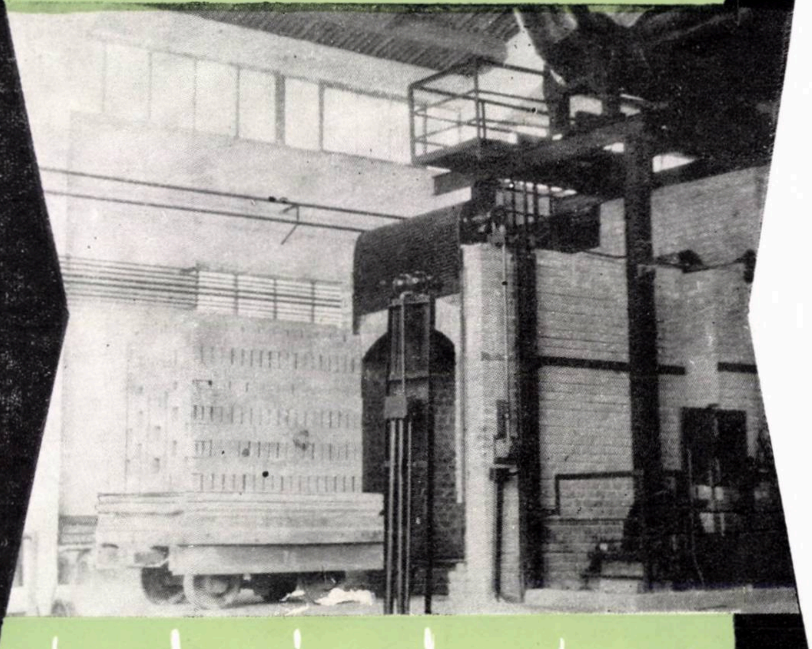
FABRICA DE PRODUSE REFRACTARE

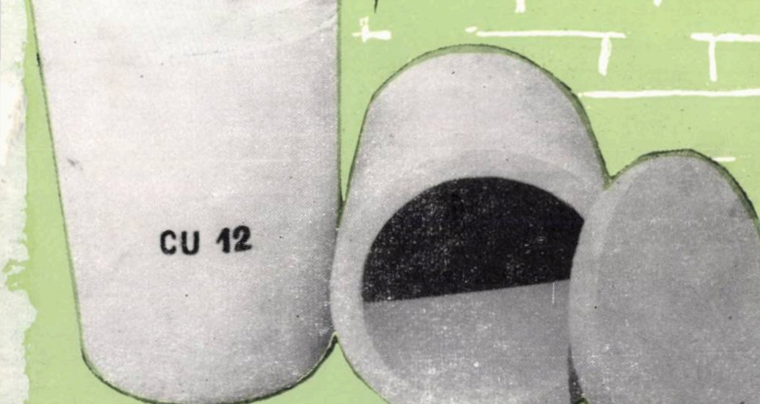
PLEAŞA



EXECUTĂ:

- Produse refractare pentru furnale şi cauperele furnalelor, pentru grătarele regeneratoarelor cuptoarelor Martin
- Produse refractare termoizolatoare pentru construcţia agregatelor termice





- Creuzete de şamotă pentru fabricarea ultramarinului şi produse refractare pentru cazane stabile de aburi

PLEAŞA
REGIUNEA PLOIEŞTI
tel. 13730 şi 13731

1966 AUG 8

UZINELE

metrom

BRAŞOV
Str. Carpaţilor
Nr. 60
Tel. 12920

— laminate şi trase
din metale şi
aliaje neferoase
uşoare şi grele

E 3280

METALURGIA

8

METALURGIA • BUCUREŞTI • ANUL XVIII • NR. 8 • AUGUST 1966

UZINELE

metrom

BRAŞOV
Str. Carpaţilor
Nr. 60
Tel. 12920

— laminate şi trase
din metale şi
aliaje neferoase
uşoare şi grele

E 3280

ORSZÁGOS SZAKKÖNYVTÁR DOKUMENTÁCIÓS 1883

METALURGIA

Anul 18 nr. 8 1966

CUPRINS

STUDII ŞI CERCETĂRI

Mazur Margareta, *Dan Valentina* şi *Beşliu Laura*: **Recuperarea sulfului din gazul de cocs** 433

Crăciunescu V., *Feldmann V.* şi *Winkler A.*: **Aspecte tehnico-economice ale evoluţiei structurii de combustibil la Combinatul siderurgic — Reşiţa** 436

Franţiu I. şi *Laiu N.*: **Experimentări privind recoacerea tablelor decapate şi utilizarea lor** 439

Nicolae Alexandrina şi *Cristea Silvia*: **Soluţii de decapare cu nocivitate redusă pentru oţelul carbon de tip OL 38** 442

Rotenstein B.: **Transformarea austenitei la răcire continuă şi diagramele termocinetice corespunzătoare pentru trei oţeluri româneşti** 446

Vulcu V., *Bratu I.* şi *Jakab B.*: **Studierea construcţiei pieselor turnate cu ajutorul unor materiale uşor fuzibile** 451

Şerdean Ana: **Studiul mineralogic al electrocorindonului normal** 456

REALIZĂRI TEHNICE

Ştefănescu I., *Barbu I.* şi *Hîrşulescu M.*: **Folosirea în cubilouri a cocsului brichete de turnătorie** 461

Toma I.: **Imbunătăţirea proprietăţilor mecanice ale oţelurilor necalmate cu conţinut redus de carbon, laminate în tablă** 466

Raszillier Veturia: **Determinarea spectrală a aluminiului din oţelul Cr-Ni-Mo** 468

ACTUALITĂŢI ŞI DISCUŢII

Geru N.: **Determinarea austenitei reziduale prin metoda roentgenografică** 470

PROTECŢIA MUNCII

Fota M.: **Prevenirea accidentelor la colectarea metalelor vechi provenite din muniţii** 475

EXTRASE 476

RECENZII 486

CRONICĂ 490

REVISTA REVISTELOR 493

INDEX DE AUTORI 494

COMITETUL DE REDACŢIE

M. Alexandru, C. Dragomir, T. Dumitrescu
C. Hertl, G. Ilin, N. Murguleţ, I. Niţă
P. Petrescu, V. Popescu, I. Popa, Maria Roşianu
L. Sofroni, D. Stănescu, N. Sîrbu, A. Şerban,
Cl. Ştefănescu, I. Tripşa, T. Ţecu, P. Wechsler.

Redactor responsabil: L. Sofroni
Redactor: Maria Savu

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice şi al Consiliului Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacţia şi administraţia, Bucureşti, B-dul Republicii 64, raion Tudor Vladimirescu. Telefon : 13.09.25. Revista este editată de M.I.M. Abonamentele se primesc la Administraţia revistei. Instituţiile pot achita abonamentele pentru biblioteci şi cabinetele tehnice în contul nostru de virament : 022001 B.N. a Republicii Socialiste România — Filiala 30 Decembrie. M.I.M. — Oficiul de documentare şi publicaţii tehnice — Bucureşti. Tarif pentru întreprinderi : lei 150 anual ; tarif pentru muncitori, tehnicieni şi ingineri : lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul : Întreprinderea Poligrafică Informaţia, str. Brezoianu nr. 23—25. Buc. c. 3641

42 406

SOMMAIRE

CD 662.764.004.8 : 662.74.004.8 : 546.22

Mazur Margareta, Dan Valentina et *Beşliu Laura* : **La récupération du soufre contenu dans le gaz de houille.**

Metalurgia 18 (1966), no. 8, p. 433–436

On donne la teneur en soufre des charbons et du gaz de houille constatée aux Usines sidérurgiques complexes de Hunedoara et on indique les meilleures conditions pour la récupération du soufre dans l'installation qui fonctionne à l'Usine chimique pour coke.

CD 669.1.013.5 – 66.003

Crăciunescu V., *Feldmann V.* et *Winkler A.* : **Aspects techniques et économiques de l'évolution de la structure du combustible aux Usines sidérurgiques complexes de Reşiţa.**

Metalurgia 18 (1966), no. 8, p. 436–439

Les auteurs analysent l'évolution de la structure du combustible dans les principaux secteurs de la production. Ils font ressortir les modifications positives imposées par les nécessités générales de l'économie nationale, ainsi que les perspectives d'amélioration de la structure et d'emploi rationnel des combustibles.

CD 621.785.3 : 669.14–415 : 621.79.025

Franţiu I. et *Laiu N.* : **Expériences sur le recuit des tôles décapées et leur utilisation.**

Metalurgia 18 (1966), no. 8, p. 439–442

On examine les conditions actuelles du traitement thermique de recuit dans les fours à tunnel pour les tôles minces et on propose certaines mesures concernant l'amélioration du traitement thermique par l'introduction des grilles sous les piles de recuit. On définit les conditions du traitement thermique des tôles pour bouteilles, en établissant aussi une relation avec la composition chimique de l'acier employé.

CD 669.14 : 621.79 025.3

Nicolae Alexandrina et *Cristea Silvia* : **Solutions de décapage à nocivité réduite pour l'acier au carbone OL 38.**

Metalurgia 18 (1966), no. 8, p. 442–446

Lors du décapage de l'acier dans les solutions à base d'acide chlorhydrique ou d'acide sulfurique, par l'emploi des concentrations adéquates d'inhibiteurs, les pertes de métal peuvent être réduites.

L'article contient les résultats obtenus à l'échelon des laboratoires.

CD 669.112.227.3.017.11 : 669.14 (498)

Rotenstein B. : **La transformation de l'austénite par le refroidissement continu et les diagrammes thermocinétiques correspondants pour trois aciers roumains.**

Metalurgia 18 (1966), no. 8, p. 446–451

L'auteur a élaboré les diagrammes de la transformation de l'austénite par le refroidissement continu pour les aciers 1,0 Cr–0,5 Mo, OL 38 et OL 60 K.

Il a déterminé les temps critiques qui correspondent à la formation de la ferrite, de la perlite et de la bainite et, sur cette base, il a analysé encore l'influence du carbone, du chrome et du molybdène sur la transformation anisothermique de l'austénite dans ces aciers.

CD 621.746.62.001.5

Vulcu V., *Bratu I.* et *Iakab E.* : **L'étude de la construction des pièces coulées à l'aide de matériaux à basse température de fusion.**

Metalurgia 18 (1966), no. 8, p. 451–456

L'étude du processus de solidification des pièces coulées, l'étude de l'action des réfrigérants sur le processus de solidification et sur les différentes additions contenues dans les sables de moulage et à noyaux, et l'étude des modifications de la construction des pièces coulées en vue de la réduction des noeuds thermiques et en même temps des retassures, peuvent être faites à l'aide de matériaux à basse température de fusion formés par un mélange de 95% de stéarine et de 5% de paraffine.

Les résultats sont applicables dans tous les cas ou l'on met au point les technologies.

CD 669.712.3 : 661.862.621.

Şerdean Ana: **L'étude minéralogique de l'électrocorindon normal.**

Metalurgia 18 (1966), no. 8, p. 456 – 461

On a examiné l'électrocorindon normal du point de vue de la composition minéralogique et de plusieurs propriétés physiques s'y rapportant.

CD 621.745.34 : 662.749.2 : 662.81

Ştefănescu I., *Barbu I.* et *Hirşulescu M.* : **L'emploi dans les cubilots du coke en briquettes de fonderie.**

Metalurgia 18 (1966), no. 8, p. 461 – 465

On présente la technologie de production et les caractéristiques du coke en briquettes de matériaux non agglutinants et de coke de pétrole, à teneur réduite en cendre et en soufre.

On indique les résultats obtenus avec ce coke dans les cubilots : les recettes de chargement, les paramètres fonctionnels, la composition chimique et la structure de la fonte, etc.

CD 669.141.241.4 : 621.771.24 : 669.14 – 415

Toma I. : **L'amélioration des propriétés mécaniques des aciers non calmés à teneur réduite en carbone, laminés en tôles.**

Metalurgia 18 (1966), no. 8, p. 466 – 467

L'auteur montre l'influence des conditions du refroidissement après le laminage sur les caractéristiques mécaniques des tôles en acier à teneur réduite en carbone, sur la base des recherches expérimentales exécutées aux Usines sidérurgiques complexes de Reşiţa.

CD 669.15'24'26' 28 – 194 : 543

Raszillier Veturia : **La détermination spectrale de l'aluminium dans l'acier Cr-Ni-Mo.**

Metalurgia 18 (1966), no. 8, p. 468 – 470

On décrit le mode d'obtention des étalons et le choix des paramètres de travail en vue du dosage spectral de l'aluminium dans un acier allié à faible teneur.

CD 669.112.227.343 : 543.422.8

Geru N. : **La détermination de l'austénite résiduelle par la méthode roentgenographique.**

Metalurgia 18 (1966), no. 8, p. 470 – 474

CD 669.183.23 : 054.8 : 614.8

Fota M. : **Comment prévenir les accidents lorsqu'on récupère le fer des munitions.**

Metalurgia 18 (1966), no. 8, p. 475 – 476

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 662. 764.004.8 : 662.74.004.8 : 546.22

Мазур Маргарета, *Дан Валентина* и *Бешлиу Лаура:* **Возврат серы из коксового газа.**

Metalurgia 18 (1966), N° 8, стр. 433 – 436

Указывается содержание серы в угле и коксовом газе на Металлургическом комбинате в Хунедоаре, а также и оптимальные условия для возврата серы на установке коксохимического завода.

ДК 669.1.013.5 – 66.003.

Крэчунеску В., *Фелдманн В.* и *Винклер А.:* **Технико-экономические аспекты развития структур топлива на Металлургическом комбинате в Решице.**

Metalurgia 18 (1966), N° 8, стр. 436 – 439

Анализируется развитие структуры топлива в основных производственных цехах. Показаны положительные изменения, вызванные совокупностью потребностей народного хозяйства, и перспективы улучшения структуры и рационального использования топлива.

ДК 621.785.3 : 669.14 – 415 : 621.79.025.

Франциу И. и *Лаю Н.:* **Испытания по отжигу травленных листов и по их использованию.**

Metalurgia 18 (1966), N° 8. стр. 439 – 442

Рассматриваются существующие условия отжига тонкого листа в туннельной печи и вносятся предложения по улучшению термической обработки с помощью введения решеток под штаделем. Определяются, на основе измерений, условия термической обработки листов для газобаллонов с установлением связи с химическим составом использованной стали.

ДК 669.14 : 621.79.025.3

Николае Александрина и *Кристя Сильвия:* **Травильные растворы незначительной вредности для углеродистой стали типа OL 38.**

Metalurgia 18 (1966) N° 8, стр. 442 – 446

При травлении стали в растворах соляной или серной кислоты с использованием соответствующих концентраций некоторых ингибиторов могут быть уменьшены потери металла.

В статье даны результаты, полученные в лабораторных условиях.

ДК 669.112.227.3017.11 : 669.14 (498)

Ротенштейн Б.: **Превращение аустенита при непрерывном охлаждении и соответствующие термокинетические диаграммы для трех румынских сталей.**

Metalurgia 18 (1966), N° 8, стр. 446 – 451

Разработаны диаграммы превращения аустенита при непрерывном охлаждении для сталей 1,0 Cr—0,5 Mo, OL 38 и OL 60 K.

Определены критические продолжительности соответствующие образованию феррита, перлита и баинита на основе которого проанализировано влияние углерода, хрома и молибдена на анизотермическое превращение аустенита в данных сталях.

ДК 621.746.746.62.001.5

Вулку В., *Брату И.* и *Якаб Е.:* **Изучение структуры литых деталей с помощью некоторых легкоплавких материалов.**

Metalurgia 18 (1966), N° 8, стр. 451 – 456

Исследование процесса затвердевания литых деталей и влияния охладителей и различных примесей в формовочных и стержневых смесях в процессе затвердевания. Изучены необходимые изменения, которые должны быть внесены в структуру литых деталей для уменьшения числа термических сфероидальных образований и избежания усадочных раковин введением некоторых легкоплавких материалов, состоящих из смеси 95% стеарина и 5% парафина. Результаты исследования могут быть применены во всех случаях уточнения технологии.

ДК 669.712.3 : 661.862.621

Сердеан Ана: **Минералогическое изучение нормального электрокориндона.**

Metalurgia 18 (1966), N° 8, стр. 456–461

Изучен нормальный электрокориндон с точки зрения его минералогического состава и некоторых физических свойств, тесно связанных с характеристиками этого последнего.

ДК 621.745.34 : 662.749.2 : 662.81.

Штефэнеску И., Барбу И. и *Хыршулеску М.:* **Использование в вагранках металлургического кокса в брикетах.**

Metalurgia 18 (1966), N° 8 стр. 461–465

Представлена технология производства и характеристики кокса в брикетах из неспекающихся материалов и нефтяного кокса с низким содержанием золы и серы.

Приведены результаты испытаний данного кокса для вагранок, а именно: составы шихты, рабочие параметры, химический состав и структура чугуна и т.д.

ДК 669.141.241.4 : 621.771.24 : 669.14–415

Тома И.: **Улучшение механических свойств прокатанных в лист неуспокоенных сталей с низким содержанием углерода.**

Metalurgia 18 (1966), N° 8, стр. 466–467

На основе исследовательских работ, проведенных на металлургическом комбинате в Решице, показано влияние условий охлаждения после прокатки и механические характеристики стальных листов с низким содержанием углерода.

ДК 669, 15'24'26'28–194 : 543

Расзилльер Ветурия: **Спектральное определение алюминия в стали Cr-Ni-Mo.**

Metalurgia 18 (1966), N° 8, стр. 468–470

Описывается способ получения эталонов и выбора рабочих параметров с целью спектральной дозировки алюминия в одной из слаболегированных сталей.

ДК 669.112.227.343 : 543.422.8

Джеру Н.: **Определение остаточного аустенита при помощи рентгенографического анализа.**

Metalurgia 18 (1966), N° 8, стр. 470–474

ДК 669.183.23 : 054.8 : 614.8

Фота М.: **Предупреждение несчастных случаев при сборе металлолома, происходящего из старых боеприпасов.**

Metalurgia 18 (1966), N° 8, стр. 475–476

INHALTSVERZEICHNIS

DK 632.764.004.8 : 662.74.004.8 : 546.22

Mazur Margareta, Dan Valentina und *Beşliu Laura* : **Rückgewinnung des Schwefels aus dem Kokereigas.**

Metalurgia 18 (1966), H. 8, S. 433–436

Es wird der Schwefelgehalt in den Kohlen und dem Kokereigas beim Hüttenkombinat Hunedoara angegeben und die optimalen Rückgewinnungsbedingungen in den Anlagen des koksochemischen Werks dargelegt.

DK 669.1.013.5–66.003

Crăciunescu V., Feldmann V. und *Winkler A.* : **Technisch-wirtschaftliche Aspekte der Entwicklung der Brennstoffstruktur beim Hüttenkombinat Reşiţa.**

Metalurgia 18 (1966), H. 8, S. 436–439

Die Verfasser analysieren die Entwicklung der Brennstoffstruktur in den wichtigsten produktiven Sektoren. Es werden die, durch die allgemeinen Erfordernisse der Volkswirtschaft bedingten positiven Änderungen und die Perspectiven einer weiteren Verbesserung der Struktur und der rationallen Nutzung der Brennstoffe hervorgehoben.

DK 621.785.3 : 669.14 –415 : 621.79 025

Franţiu I. und *Laiu N.* : **Versuche zum Glühen der gebeizten Bleche und deren Verwendung.**

Metalurgia 18 (1966), H. 8, S. 439–442

Es werden die bestehenden Bedingungen der Wärmebehandlung dünner Bleche durch Glühen im Tunnelofen untersucht und Vorschläge zur Verbesserung der Wärmebehandlung unterbreitet, Eine solche Verbesserung kann durch die Einführung von Gittern unter den Glühstapeln erzielt werden. Auf Grund von Messungen werden die Bedingungen der Wärmebehandlung der Bleche für Gazflaschen in bezug auf die chemische Zusammensetzung des verwendeten Stahls festgelegt.

DK 669.14 : 621.79,025,3.

Nicolae Alexandrina und *Cristea Silvia* : **Beizlösungen für Karbonstahl, Typ OL 38, mit verminderter gesundheitsschädlicher Wirkung.**

Metalurgia 18 (1966), H. 8, S. 442–446]

Durch die Verwendung entsprechender Hemmstoffkonzentrationen können beim Beizen der Stähle in Lösungen auf Salz-oder Schwefelsäurebasis die Metallverluste herabgesetzt werden.

Im Aufsatz werden die unter Laborbedingungen erzielten Ergebnisse dargelegt.

DK 669.112.227.3.017.11 : 669.14 (498)

Rotenstein B. : **Umwandlung des Austenits bei kontinuierlicher Abkülung und die entsprechenden thermokinetischen Schaubilder für drei rumänichet Stähk.**

Metalurgia 18 (1966), H. 8, S. 446–451

Es wurden die Schaubilder der Austenitumwandlung bei kontinuierlicher Abkühlung für die Stähle: 1,0 Cr–0,5 Mo, OL 38 und OL 60 K aufgestellt.

Es wurden die kritischen Abkülungzeiten für die Ferritbildung, Perlitbildung und Martensitbildung festgelegt und auf dieser Grundlage der Einfluss von C, Cr und Mo auf die anisothermischen Umwandlungen des Austenits in diesen Stählen analysiert.

DK 621.746.62.001.5

Vulcu V., Bratu I. und *Jakab E.* : **Untersuchung des Aufbaus der Gusstücke mit Hilfe leicht schmelzbarer Stoffe.**

Metalurgia 18 (1966), H. 8, S. 451–456

Die Untersuchung des Verfestigungsprozesses der Gusstücke, der Einwirkung der Kühlfaktoren auf den Verfestigungsprozess und der verschiedenen Zusätze in den Form- und Kerngemischen, sowie der Veränderungen, die an den Gusstücken vorgenommen werden müssen, um die Knotenbildungen zu beseitigen und die damit gleichlaufenden Nachbesserungen können mit Hilfe leicht schmelzbarer Stoffe bestehend aus einem Gemisch von 95% Stearin und 5% Paraffin vorgenommen werden.

Die Ergebnisse der Untersuchung können in allen Fällen der Ausarbeitung von Technologien angewandt werden.

DK 669.712.3 : 661.862.621

Şerdean Ana : **Mineralogische Studie des normalen Elektrokorunds.**

Metalurgia 18 (1966), H. 8, S. 456–461

Der normale Elektrokorund wurde vom Standpunkt der mineralogischen Zusammensetzung und einige eng damit im Zusammenhang stehender physikalischer Eigenschaften untersucht.

DK 621.745.34 : 662.749.2 : 662.81

Ştefănescu I., *Barbu I.* und *Hirşulescu M.* : **Die Verwendung des Brikettkoks für Giessereien im Kupolofen.**

Metalurgia 18 (1966), H. 8, S. 461–465

Es wird die Herstellungstechnologie und die Eigenschaften des Brikettkoks aus nichtaglutinierenden Stoffen und Erdölkoks mit geringem Aschen- und Schwefelgehalt dargelegt.

Ferner werden die Versuchsergebnisse dieser Koksart im Kupolofen angefürt : Beschickungsrezepte, Betriebsparameter, chemische Zusammensetzung, Roheisenstruktur usw.

DK 669.141.241.4 : 621.771.24 : 669.14–415

Toma I. : **Verbesserung der mechanischen Eigenschaften nichtberuhigter Stähle mit herabgesetztem Karbongehalt, die zu Blechen gewalzt wurden.**

Metalurgia 18 (1966), H. 8, S. 466–467

Es wird der Einfluss der Kühelbedingungen nach dem Walzen auf die mechanischen Eigenschaften der Stahlbleche mit geringem Karbongehalt dargelegt. Die Erkenntnisse fussen auf Versuchsarbeiten, die im Hüttenkombinat Reşiţa durchgeführt wurden.

DK 669.15'24'26'28–194 : 543

Raszillier Veturia : **Spektralbestimmung des Aluminiums im Cr-Ni-Mo-Stahl.**

Metalurgia 18 (1966), H. 8, S. 468–470

Es wird die Art und Weise dargelegt, wie die Eichmasse festgelegt und die Arbeitsparameter, im Hinblick auf die Spektralbestimmung des Aluminiumgehalts in einem schwach legiertem Stahl gewählt werden.

DK 669.112.227.343 : 543.422.8

Geru N. : **Bestimmung des Rückstandaustenits durch das Röntgenbildverfahren.**

Metalurgia 18 (1966), H. 8, S. 470–474

DK 669.183.23 : 054.8 : 614.8

Fota M. : **Vorbeugung von Arbeitsunfällen beim Sammeln von Altmetallen, die aus Munitionsbeständen stammen.**

Metalurgia 18 (1966), H. 8, S. 475–476

CONTENTS

DC 662.746.004.8,662.7.004.8 : 546.22

Mazur Margareta, *Dan Valentina* and *Beşliu Laura* : **The recovery of sulphur from coke gas.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 8, p. 433–436

The sulphur content of the coal and coke gas at the Hunedoara Siderurgical Combine is pointed out and the optimum sulphur recovery conditions are described.

DC 669.1.013.5–66.003

Crăciunescu V., *Feldmann V.* and *Winkler A.* : **Some technical and economic aspects of the fuel structure evolution at the Reşiţa Siderurgical Combine.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 8, p. 436–439

The evolution of the fuel structure in the main productive sectors is analysed. The positive modifications determined by the requirements of the national economy as a tohole are emphasized and the prospects for the further improvement of the structure and for the rational use of fuel are described.

DC 621.785.3 : 669.14–415.621.79.025

Franţiu I. and Laiu N. : **Experiments concerning the annealing and utilization of pickled sheet.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 8, p. 439–442

The existing conditions for the annealing of pickled sheets in tunnel furnaces are examined and some suggestions are given for the improvement of the thermic treatment by introducing some grates under the annealing stacks. The conditions for the treatment of gas cylinder sheets are defined on the basis of some measurements. A relation with the chemical composition of the steel used has also been established.

DC 669.14 : 621.79.025.3

Nicolae Alexandrina and *Cristea Silvia* : **Slightly noxious cleaming solutions for the carbon steel of the OL 38 type.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 8. p. 442–446

In the case of steel in solutions based on hydro-chloric or sulphuric acid the metal losses can be reduced by using adequate inhibitor concentrations.

The results obtained under laboratory conditions are also given.

DC 669.112.227.3.017.11 : 669.14 (098)

Rotenstein B. : **Austenite transformation at continuous cooling and the corresponding cooling transformation diagrams for three Romanian steels.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 8, p. 446–451

The diagrams for austenite transformation at continuous cooling have been worked out for the steels : 1,0 Cr–0,5 Mo, OL 38 and OL 60 K. The critical times corresponding to formation of ferrite, perlite and bainite have beeen determined and the influence of carbon, chromium and molybdenum on the anisothermic transformation of austenite in these steels has been analysed on this basis.

DC 621.746.62.001.5

Vulcu V., *Bratu I.* and *Jakab E.* : **Studying the construction of castings by means of some easily fusible materials.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 8, p. 451–456

The authors have studied the solidification process of castings, the action of coolers on the solidification process and on the different additions in the moulding and core mixtures as well as the modifications which have to be applied to the construction of castings for reducing the thermic nodes. The funnels can be also performed by means of some easily fusible materials consisting of a mixture of 95% stearine and 5% paraffin. The results of the study are applicable to the working out of several technologies.

DC 669.712.3 : 661.862.621

Şerdean Ana : **The mineralogical study of normal electrocorundum.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 8, p. 456–461

The normal electrocorundum has been studied from the viewpoint of mineralogical composition and of some physical properties closely connected with this composition.

DC 621.745.34 : 662.749.2 : 662.81

Ştefănescu I., *Barbu I.* and *Hîrşulescu M.* : **The utilization of foundry coke briquettes in cupola furnaces.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 8, p. 461–465

The production technology and the characteristics of coke briquettes from non-agglutinating materials and oil coke with low ash and sulphur contents are presented.

The results obtained by testing this coke in cupola furnaces including the charging recipes, functional parameters, chemical composition, cast iron structure etc. are also given.

DC 669.141.241.4 : 621.771.24 : 669.14–415

Toma I. : **Improving the mechanical properties of sheet-rolled non-calmed steel with a low carbon content.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 8, p. 463–467

On the basis of experimental works carried out at the Reşiţa Siderurgical Combine the author describes the influence of cooling conditions after rolling on the mechanical characteristics of steel sheets with low carbon content.

DC 669.15'24'26'28–194 : 543

Raszillier Veturia : **The spectral determination of aluminium in the Cr-Ni-Mo steel.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 8, p. 463–470

The way of obtaining the etalons and choosing the working parameters for the spectral determination of aluminium in a poor-alloy steel is described.

DC 669.112.227.343 : 543.422.8

Geru N. : **The determination of residual austenite by the roentgenographic method.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 8, p. 470–474

DC 669.183.23 : 054 8 : 614.8

Fota M. : **Preventing the accidents on collecting the scrap metals from ammunitions.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 8, p. 475–476

„Taxele poştale plătite în numerar conform aprobării D.G.P. nr. 560/425/966"

METALURGIA

ANUL 18
Nr. 8
AUGUST
1966
BUCUREŞTI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR
ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

STUDII ŞI CERCETĂRI

CZ 662.764.004.8: 662.74.004.8: 546.22

Recuperarea sulfului din gazul de cocs

Ing. MARGARETA MAZUR, ing. VALENTINA DAN şi ing. LAURA BEŞLIU
Combinatul siderurgic — Hunedoara

În procesul de cocsificare, caracterul şi randamentul compuşilor cu sulf din gazul de cocs depind de calitatea şarjei şi de condiţiile de cocsificare [1], [2].

Conţinutul de sulf din huilele din ţara noastră (spălate la 7—9% cenuşă) variază în limite largi, astfel: Anina şi Secul — 0,5 — 1,0%; Valea Jiului — 2,0 — 3,0%; Cozla — 4,0 — 5,0% [3].

Tabela 1

Luna	Lupeni	Armada Karvina	Sverna Karolina Karvina 35/37	Vitezny Unor	Semicocs	Baia Nouă	Cozla	U. R. S. S.	
								K	PJ
Ianuarie	60—67	5—15	5—8	0— 9	5—10	0—2	—	—	—
Februarie	68—70	5—18	0—4	7—14	4—10	—	—	—	—
Martie	70—71	11—13	—	9—11	6—10	—	—	—	—
Aprilie	67—70	11—17	—	—	10—13	—	—	—	—
Mai	65—67	17—23	0—5	—	11—12	0—2	—	—	—
Iunie	65—67	14—21	—	0— 9	10—12	—	—	—	—
Iulie	65	13—17	—	0— 8	10— 8	0—4	—	—	—
August	65	6—13	—	4— 8	10—12	—	0—4	0—10	0—3

În şarja de cocsificare de la Uzina cocsochimică — Hunedoara, cărbunii Lupeni participă în procentul cel mai mare (60—70%) (tabela 1)*. Cărbunii import din Cehoslovacia şi U.R.S.S., utilizaţi în unele perioade, au avut un conţinut de sulf în medie de 1% (tabela 2).

În timpul cocsificării au loc reacţii de descompunere a combinaţiilor cu sulf din cărbune, precum şi reacţii reciproce ale acestor combinaţii cu alţi produşi de descompunere pirogenetică a cărbunilor. Ca rezultat al acestor transformări, o parte din sulf trece în gaz şi în produsele chimice de cocsificare, iar o parte rămîne în cocs.

Gradul de trecere a sulfului în fază gazoasă depinde de temperatura de cocsificare, de cantitatea de hidrogen care se degajă şi mai puţin de durata cocsificării.

În tabela 3 sînt redate datele diferiţilor autori, în ceea ce priveşte repartizarea sulfului în produsele cocsificării [1].

În urma studierii factorilor cu influenţă asupra repartizării sulfului în produsele de

Tabela 2

Felul materialului	Materii volatile, %	Cenuşă, %	S_t, %
R. S. România			
Lupeni	39,30	9,37	3,02
Cozla	33,19	11,58	3,63
R. S. Cehoslovacă			
Armada	29,96	9,30	0,92
Karvina	22,59	10,83	0,96
Karolina	23,35	8,85	1,0
Sverna + Stepanka	20,40	9,40	1,07
Vitezny Unor	20,81	7,50	2,05
U.R.S.S.			
K	20,81	7,50	2,05
PJ	24,11	7,89	2,33
Semicocs C+P	21,66	11,08	2,24

---

*Datele cuprinse în articol se referă la perioada 1959—1960.

Tabela 3

Autorul	Repartizarea sulfului în procent față de cantitatea totală de sulf din cărbuni		
	Gaz	Cocs	Gudron
Muhlert	50	45	5
Powel	50	50	—
Wright	44,18	44,18	3,49
Wibaut	28,00	58,00	—
Morgan	21,3	59,7	3,8
Aronov	20,76	66,9	1,15

cocsificare ale Uzinei cocsochimice — Hunedoara, a rezultat următoarea repartiție : 68% în cocs, 22—30% în gaz, 2—5% în gudron.

Conținutul de hidrogen sulfurat din gazul de cocs ce intră în secția de desulfurare de la Uzina cocsochimică — Hunedoara și conținutul de sulf din șarje este reprezentat prin corelație în figura 1, de unde reiese că la creșterea sulfului în șarje conținutul de hidrogen sulfurat în gaz crește.

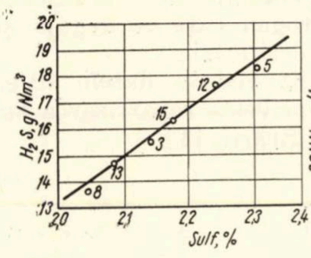


Fig. 1

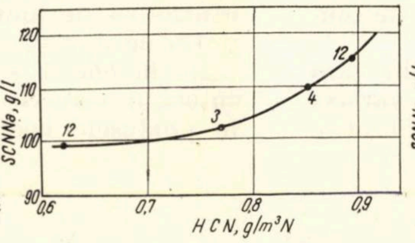


Fig. 2

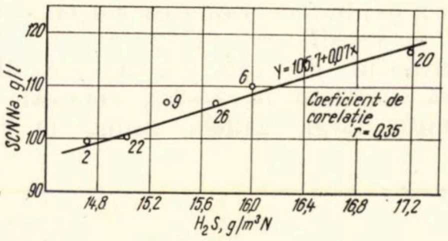


Fig. 3

În tabela 4 sînt redate datele obținute cu privire la randamentul de sulf. Din tabelă rezultă o valoare medie de 78%, pierderile de sulf fiind de ordinul a 20—25% la un conținut mediu de hidrogen sulfurat în gaz de 16 g/m³ N.

Tabela 4

Luna	Cantitatea de gaz de cocs, mii m³ N/lună	Conținutul H_2S în gaz, g/m³N	Cantitatea de sulf topit, t	Randament sulf, %	Pierderi sulf, %
Ianuarie	22 225 300	16,58	243,00	70,17	29,83
Februarie	19 221 500	15,62	241,80	85,65	14,35
Martie	23 468 984	13,35	279,30	78,29	21,71
Aprilie	21 826 000	17,25	261,38	73,87	26,13
Mai	23 634 000	16,70	273,00	76,82	23,18
Iunie	21 141 400	16,53	261,70	79,70	20,30
Iulie	20 782 962	15,20	265,90	84,00	16,00
August	21 932 334	14,08	216,40	74,90	25,10

Întrucît randamentul de sulf, după cum rezultă din tabela 4, este de numai 78%, s-au studiat factorii care influențează asupra recuperării de sulf.

O influență deosebită asupra recuperării de sulf o au următorii factori : conținutul de amoniac din gaz la intrarea în scruberele de absorbție ; conținutul de acid cianhidric din gaz ; conținutul de bioxid de carbon ; concentrația trioxidului de arsen în soluție ; *p*H-ul soluției ; activitatea soluției [4], [5], [6], [7].

La intrarea în scruberele de absorbție gazul de cocs are compoziția minimă din tabela 5.

Tabela 5

Hidrogen sulfurat, g/m³N	Acid cianhidric, g/m³N	Hidrocarburi benzenice, g/m³N	Amoniac, g/m³N	Bioxid de carbon, %
16,0	1,02	0,2	0,02—0,08	6,0

Prezența amoniacului insuficient captat micșorează la răcitorul final concentrația hidrogenului sulfurat în gaz, corodează scruberele pentru debenzolare și impurifică uleiul de spălare. De asemenea, aduce perturbații în regimul tehnologic al secției de desulfurare, formîndu-se în același timp tioarseniat de amoniu și de sodiu. Determinările conținutului de amoniac în gaz după scruberele de debenzolare arată că s-au obținut valori cuprinse între 0,02 și 0,08 g/m³ N.

Concomitent cu hidrogenul sulfurat din gaz se absoarbe și acidul cianhidric, care se găsește în gazul de cocs. Absorbția acidului cianhidric duce la formarea sulfocianurii de sodiu, ceea ce face ca o parte din sulf să se piardă pentru formarea acesteia, mărind în același timp consumul de sodă calcinată.

Analizele efectuate asupra soluției regenerate au indicat un conținut de sulfocianură de sodiu variind între 95 și 120 g/l.

Din studiul influenței conținutului de acid cianhidric (în gaz) asupra formării sulfocianurii de sodiu, rezultă că aceasta depinde în cea mai mare măsură de conținutul de acid cianhidric din gaz și crește o dată cu mărirea concentrației acestuia.

În figura 2 se redă această dependență, al cărei indice de corelație liniară de 0,7 este considerat ca satisfăcător.

Din diagramă rezultă, de asemenea, că, la un conținut ridicat de acid cianhidric în gaz, procesul de formare a sulfocianurii de sodiu în soluția regenerată se intensifică.

Conținutul de sulfocianură în soluție crește cu mărirea conținutului de hidrogen sulfurat în gaz.

În figura 3 este redată corelația dintre conținutul de sulfocianură de sodiu în soluția regenerată și conținutul de hidrogen sulfurat din gaz.

Formarea sulfocianurii de sodiu are ca efect micșorarea randamentului de sulf și mărirea consumului de sodă, așa după cum rezultă din figura 4.

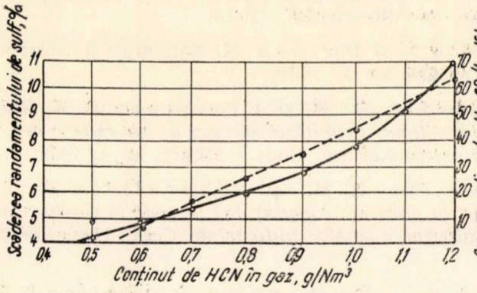


Fig. 4

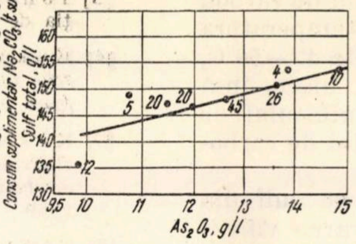


Fig. 5

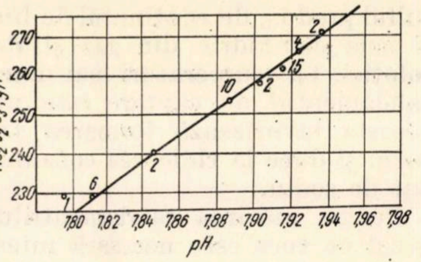


Fig. 6

Pentru menținerea unui regim tehnologic normal, acidul cianhidric din gazul de cocs trebuie menținut la o valoare constantă, ceea ce se poate realiza printr-o bună funcționare atît a răcitoarelor tubulare, unde o parte din acidul cianhidric din gaz se dizolvă o dată cu amoniacul, cît și a răcitorului final.

Conținutul de bioxid de carbon și oxigen în gazul de cocs nu este de dorit, întrucît duce la modificarea pH-ului soluției. Deoarece pH-ul constituie unul din parametrii de bază utilizați la controlul procesului tehnologic, acesta se caracterizează prin adaos suplimentar de carbonat de sodiu, mărind în acest fel concentrația ionilor de OH^- blocați prin dizolvarea bioxidului de carbon în soluție. Din analizele efectuate asupra compoziției gazului de cocs rezultă un conținut de bioxid de carbon relativ mare, de 3,2–8,6%.

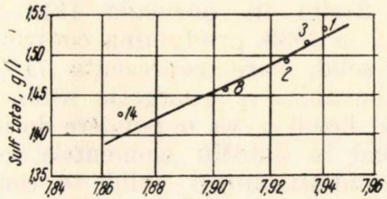


Fig. 7

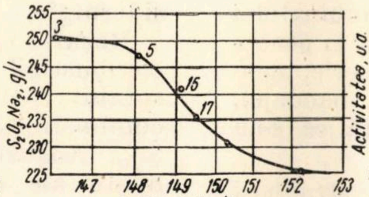


Fig. 8

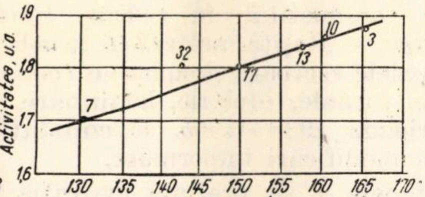


Fig. 9

Pentru menținerea arsenitului de sodiu în stare solubilă, este necesar ca raportul dintre concentrația atomilor de sodiu și arsenit să fie de 2,5 : 1; scăderea alcalinității soluției duce la precipitarea arsenitului sub formă de sulfură de arsen [4].

La un conținut de hidrogen sulfurat în gaz de ordinul a 16–20 g/m³ se indică în soluția de absorbție un conținut de trioxid de arseniu de 7–10 g/l și 10–14 g/l carbonat de sodiu [1].

În figura 5 este redată variația conținutului de sulf total, în funcție de conținutul de trioxid de arsen din soluție.

Din diagramă reiese că, la un conținut de trioxid de arsen de 10–14 g/l, conținutul de sulf total în soluție a fost de ordinul 145–150 g/l. Rezultă de asemenea că, la creșterea conținutului de trioxid de arsen în soluție, crește și conținutul de sulf total.

Mărirea conținutului de arsen în soluție nu este indicată întrucît duce la creșterea alcalinității, la intensificarea reacțiilor secundare și, prin aceasta, la creșterea conținutului total de sulf.

Alcalinitatea soluției s-a măsurat prin valoarea pH-ului. După cum s-a arătat, la o creștere a pH-ului soluției are loc o intensificare a reacțiilor secundare, în special crescînd viteza de formare a tiosulfatului de sodiu o dată cu creșterea pH-ului soluției.

În figurile 6 și 7 este redată influența pH-lui asupra formării tiosulfatului de sodiu și a conținutului de sulf total. De observat faptul că valorile concentrațiilor, atît pentru tiosulfat, cît și pentru sulful total, cresc mult la variații mici ale pH-ului.

În figura 8 se redă variația conținutului de tiosulfat de sodiu în funcție de sulful total din soluție.

Activitatea soluției determină gradul de regenerare a soluției consumate, deci capacitatea acesteia de a absorbi hidrogenul sulfurat din gaz. Activitatea soluției în funcție de conținutul de sulf total este redată în figura 9. Din diagramă rezultă că activitatea soluției s-a menținut în medie la valoarea de 1,8, ceea ce corespunde la un conținut de sulf total de 150 g/l.

Rezultă că, pentru asigurarea condițiilor optime, în procesul de regenerare se impune menținerea unui *p*H constant al soluției regenerate, între 7,8 și 8,2. La un *p*H mai ridicat se precipită din soluție sulfura de arsen care, acumulată în cantități mari, se filtrează greu. Un *p*H mai ridicat indică un consum de carbonat de sodiu mărit, ducînd la reducerea randamentului de sulf.

Consumul de carbonat este determinat de sulful produs, de conținutul de bioxid de carbon și acid cianhidric din gaz și de temperatura soluției. La temperaturi mai mari de 42—50°C, randamentul de captare este mai mare, însă aceasta favorizează formarea tiosulfatului de sodiu și duce la ridicarea consumului de carbonat de sodiu.

Pentru mărirea randamentului de sulf din gazul de cocs este necesară micșorarea vitezei de formare a sărurilor ce iau naștere prin reacțiile secundare (tiosulfat de sodiu și sulfocianură de sodiu).

Prin îndepărtarea acidului cianhidric din gaz înainte de captarea hidrogenului sulfurat, crește randamentul de sulf și are loc o reducere importantă a consumului specific de carbonat de sodiu. Astfel, la un conținut de 0,80 g/m^3 N acid cianhidric în gaz, se reduce consumul de carbonat cu 26 kg/t de sulf produs și crește randamentul de sulf cu 6%.

BIBLIOGRAFIE

[1] Egorov N. *Desulfurarea gazului de cocs și a altor gaze.* Moscova, Metallurghizdat, 1950.

[2] Belov K. A. *Captarea produselor chimice de cocsificare.* Moscova, Metallurghizdat, 1949.

[3] Ionescu N. și Duinea N. Metalurgia și Construcția de mașini, nr. 7, 1959.

[4] Kakabsdze B. M. și Ciolokoba N. K. *Referitor la problemele activității soluției de absorbție la desulfurarea arseno-alcalină.* Cocs i Himia, nr. 1, 1959.

[5] Kakabsdze B. M. și Siharulidze N. G. *Referitor la problema consumului de sodă la desulfurarea arseno-alcalină a gazelor industriale.* Cocs i Himia, nr. 5, 1959.

[6] Popov R. I., Reșkievici I. și Rujina I. E. *Utilizarea soluțiilor neutralizate de la desulfurarea gazului de cocs prin metoda arseno-alcalină.* Cocs i Himia, nr. 3, 1959.

[7] Litvinenko N. S. *Epurarea gazului de cocs de hidrogen sulfurat.* Harkov, Metallurghizdat, 1959.

CZ 669.1.013.5-66.003

Aspecte tehnico-economice ale evoluției structurii de combustibil la Combinatul siderurgic — Reșița

Ing. V. CRĂCIUNESCU, ing. V. FELDMANN și A. WINKLER

Combinatul siderurgic — Reșița

Din analiza evoluției structurii consumului de combustibil în cadrul Combinatului siderurgic — Reșița, arătată în tabela 1, pentru principalele sectoare productive (cocserie, aglomerare, furnale, oțelărie, laminoare, bandaje), în perioada 1938—1965, se constată că s-au produs modificări importante.

În tabela 1 se prezintă evoluția structurii consumului de combustibil energetic, în principalele sectoare productive ale Combinatului siderurgic — Reșița în perioada 1938—1965.

Tabela 1

Combustibilul	1938	1949	1955	1959	1965
Cărbuni	71	61	37,4	10,3	—
Combustibil lichid	5	14	35,2	49,6	8,5
Gaz metan	—	—	—	13,2	59,0
Gaz de cocs	13	7,2	9	8,9	6,8
Gaz de furnal	11	17,8	18,4	18	25,7
Total	100	100	100	100	100

Rezultă că în 1938 predomina consumul de combustibil solid, care reprezenta 71% din totalul combustibilului energetic utilizat, iar combustibilul lichid avea o pondere de numai 5%. Analizînd în detaliu elementele componente ale combustibilului solid se constată că cea mai mare parte era formată din cărbuni de calitate superioară, fiind destinați pentru ardere la oțelării și laminoare.

În urma dezvoltării industriei siderurgice în țara noastră, acești cărbuni de calitate superioară s-au dirijat spre producția de cocs. Din această cauză începînd din 1949 se constată o scădere continuă a consumului de cărbuni cu destinație energetică; astfel, în anul 1959 ponderea lor în structură a ajuns la 10,3%, iar în anul 1965, în principalele sectoare productive, combustibilul solid a fost practic eliminat.

În aceeași perioadă a crescut ponderea combustibilului lichid care de la 5% cît era în 1938 a ajuns la 49,6% în anul 1959. Această orientare a fost determinată de cerințele unei producții siderurgice sporite, impuse de ritmul de dezvoltare a industrializării.

Avînd în vedere obiectivele prevăzute în planul șesenal, cît și importanța pe care o prezintă combustibilul lichid atît pe plan intern, cît și pe piața internațională, se relevă o orientare tot mai susținută de a se înlocui combustibilul lichid prin extinderea utilizării celui gazos (gaz metan și resurse energetice secundare — gaz de cocs și gaz de furnal). În acest sens o realizare importantă la Combinatul siderurgic — Reșița este reducerea ponderii combustibilului lichid de la 49,6% în anul 1959 la numai 8,5% în anul 1965. Paralel a crescut ponderea consumului de gaz metan, de la 13,2% în anul 1959 la 59% în 1965. Deși în cadrul Combinatului siderurgic — Reșița o mare parte a gazului metan este folosită în procese energo-tehnologice, totuși există încă posibilități de a reduce consumul de gaz metan, folosindu-se în acest scop importantele resurse energetice secundare. Trebuie remarcat că au existat preocupări pentru utilizarea gazului de furnal, importantă resursă energetică secundară, a cărui pondere a crescut de la 11% cît reprezenta în totalul consumului energetic în anul 1938, la 25,7% în anul 1965. S-a îmbunătățit gradul de folosire a gazului de furnal rezultat în procesul de producție, de la 64% cît era în 1959, la 86,5% în anul 1965, ceea ce înseamnă o economie de 52 400 t c.c.

Pentru a scoate în evidență unele efecte economice legate de evoluția structurii consumului de combustibil, se vor analiza cîteva aspecte din perioada 1959—1965 cînd s-au realizat cele mai interesante modificări.

Astfel, s-a arătat că, în perioada 1959—1965, modificarea structurii consumului de combustibil a permis eliberarea unor importante cantități de combustibil lichid, care au putut fi valorificate superior. Economia de combustibil lichid, la nivelul producției Q din anul 1965, ținînd seamă de consumurile specifice de combustibil lichid (c_{sl}) din anii 1959 și 1965, se poate determina în baza relației :

$$E_l = \sum c_{sl.1959} \cdot Q_{1965} - \sum c_{sl.1965} \cdot Q_{1965} \qquad (1)$$

Valoarea acestei economii, calculată pentru secțiile oțelărie, laminoare și bandaje care au consumat combustibil lichid este de 114 800 t c.c.

Similar se poate stabili economia de combustibil solid total (energetic + tehnologic) care la producția anului 1965, este de 193 100 t c. c. Din aceasta, 182 000 t c.c. reprezintă economia de cocs în producția de fontă ca urmare a micșorării consumului specific de cocs prin utilizarea gazului metan și a altor măsuri tehnice.

La calculul economiei de cocs s-a ținut seamă de consumul suplimentar de cocs mărunt și de cocs de forjă care a apărut în 1965 la aglomerator.

Economia totală la prețul de cost, datorită reducerii cheltuielilor pentru combustibili, se determină în baza considerentelor de mai jos.

Economia, exprimată în lei, obținută la nivelul Combinatului siderurgic — Reșița, ca urmare a înlocuirii combustibilului lichid și solid cu cel gazos, ținînd seama de prețurile diferite pentru combustibilii considerați, se determină cu relația :

$$E_{pc} = E_l (p_{cl} - p_{cg}) + E_s (p_{cs} - p_{cg}), \qquad (2)$$

în care :

p_{cl}, p_{cs} sînt prețurile medii de achiziție ale combustibilului lichid și solid, recalculate la t c. c.

Prețul de cost mediu p_{cs} s-a stabilit cu relația :

$$p_{cs} = \frac{E_{cocs} \cdot p_{c\,cocs} + E_{cărbuni} \cdot pc_{cărbuni}}{E_{cocs} + E_{cărbuni}} = $$

$$= 725 \text{ lei t c. c.}$$

p_{cg} reprezintă prețul mediu al combustibilului gazos (gaz metan, gaz de cocs, gaz de furnal).

Valoarea economiei la prețul de cost, obținută în anul 1965, ținînd seamă de cele expuse anterior, fără a lua în considerare alte cheltuieli legate de investițiile suplimentare, este de 120 milioane lei.

Totodată, ca urmare a reducerii consumului de combustibil lichid și solid s-a micșorat și volumul de transporturi pe cale ferată. Ținîndu-se seamă de economia de combustibil lichid și solid, realizată în 1965 în comparație cu anul 1959, volumul de transporturi s-a redus cu 303 000 t. Valoarea s-a determinat cu relația :

$$E_{tr} = E_l \frac{7\,000}{H_{il}} + E_s \cdot \frac{7\,000}{H_{is}}, \qquad (3)$$

în care :

H_{il}, H_{is} sînt puterile calorifice inferioare (medii ponderate) ale combustibililor lichizi, respectiv solizi.

Evoluția globală a structurii consumului de combustibil în cadrul Combustibilului siderurgic —Reșița rezultă din modificările structurii consumului de combustibil în secțiile principale productive.

În producția de fontă modificarea structurii consumului de combustibil rezultă din figura 1.

Comparînd situațiile din anii 1959 și 1965 se constată o reducere importantă a ponderii consumului de cocs metalurgic, de la 96% în anul 1959 la 69% în 1965.

Economia de cocs metalurgic încărcat în furnal ce rezultă la nivelul anului 1965, ținînd seamă de consumul specific de cocs din anii 1959 și 1965 și de producția din 1965, este de 270 000 t c. c. cocs.

Dacă se ține seamă însă și de consumul suplimentar de cocs mărunt la aglomerator economia de cocs este de numai 182 000 t c. c.

În același timp se constată o creștere a ponderii consumului de gaz metan de la zero procente în 1959 la 18,2% în 1965.

La evoluția structurii consumului de combustibil au contribuit o serie de factori tehnici care s-au realizat în perioada 1959—1965. Astfel, o mare contribuție a avut înlocuirea furnalelor vechi, de 250 m³, cu furnale noi, de 700 m³. La aceste furnale se folosește aglomerat autofondant; temperatura aerului insuflat a crescut de la circa 500°C, cît era în 1959 (la furnalele vechi), la peste 900°C, în 1965. Această măsură a permis creșterea ponderii adaosului de gaz metan în aerul insuflat, de la 2,4% în 1960 la 4,8% în anul 1965.

Paralel cu scăderea consumului specific de cocs metalurgic încărcat direct în furnal, în urma intrării în funcțiune a aglomeratorului, a apărut un consumator de cocs mărunt care la nivelul anului 1965 este de 135 kg c. c./tonă fontă.

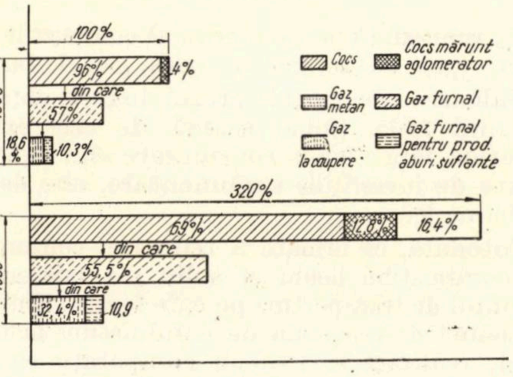


Fig. 1

O altă secție importantă a Combinatului siderurgic — Reșița, în care s-au produs modificări remarcabile în structura consumului de combustibil, a fost oțelăria Martin.

Reconstrucția oțelăriei, folosirea unităților de producție cu capacități mărite (cuptoare Martin de 120—180 t), studierea fenomenelor de ardere la cuptoare în vederea micșorării consumului de păcură, introducerea gazului metan au fost factorii principali care au determinat evoluția structurii consumului de combustibil.

În figura 2 se prezintă structura consumului de combustibil în anii 1959 și 1965 în producția de oțel.

Un aspect important care se evidențiază în graficul prezentat este scăderea ponderii consumului de păcură, de la 55% cît a fost în anul 1959 la 27,4% în anul 1965. În aceeași perioadă a crescut ponderea consumului de gaz metan de la 33,4% la 71,4%. Gazele proprii (gaz de furnal și gaz de cocs) înregistrează o scădere datorită schimbării destinației acestora spre secția de laminoare.

Paralel cu modificarea structurii de combustibil s-au obținut în ultimii ani și reduceri la consumurile specifice de combustibil, după cum rezultă din tabela 2.

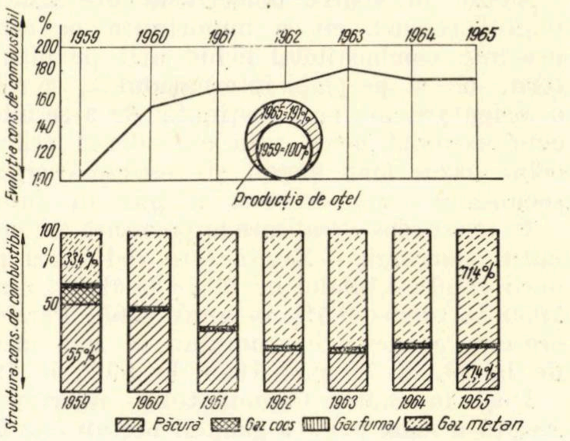


Fig. 2

Creșterea consumurilor specifice în perioada 1961—1963 se datorește introducerii intense a gazului metan care are flacără lungă și o putere radiantă mai mică decît păcura.

Tabela 2

Anul	1959	1960	1961	1962	1963	1964	1965
Consum specific de combustibil, t c.c./t	0,230	0,228	0,253	0,240	0,235	0,214	0,208

Economiile realizate în ultimii ani se datoresc preocupărilor susținute pe linie tehnico-organizatorică, care s-au concretizat prin îmbunătățirea regimului termic, ca urmare a automatizării clapelor și a automatizării reversării menținerii raportului aer-combustibil.

La secția de laminoare (inclusiv bandaje) s-au înregistrat, de asemenea, modificări în structura consumului de combustibil, ceea ce a permis eliminarea integrală a consumului de combustibil lichid.

Evoluția structurii consumului de combustibil la producția de laminate și bandaje este dată în figura 3.

Modificarea structurii consumului de combustibil se datorește trecerii integrale a cuptoarelor pe bigaz (gaz de furnal și gaz de cocs) și trigaz (gaz de furnal, gaz de cocs și gaz metan), folosindu-se astfel în mod rațional resursele energetice secundare interne.

Înlocuirea păcurii cu resurse energetice secundare a dus însă la creșterea consumurilor specifice. Aceasta se datorește folosirii gazului de furnal care conţine un procent mare de gaze inerte.

În plus, la creşterea consumurilor specifice de combustibil a mai contribuit trecerea la oţeluri aliate într-o proporţie mai mare şi încărcarea redusă a cuptoarelor, ceea ce a micşorat randamentul lor.

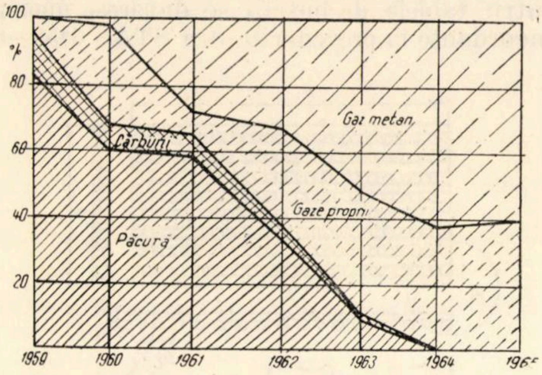


Fig. 3

Evoluţia consumurilor specifice de combustibil în perioada considerată se poate observa din tabela 3.

Tabela 3

Anul	1959	1960	1961	1962	1963	1964	1965
Consum specific de combustibil, tc.c./t	0,165	0,167	0,165	0,166	0,196	0,202	0,206

Există posibilităţi ca aspectul pozitiv al modificării structurii consumului de combustibil să se reflecte şi în micşorarea consumurilor specifice. În acest scop este necesar să se asigure o încărcare maximă a cuptoarelor, prin stabilirea numărului optim de cuptoare în funcţiune, îmbunătăţirea regimului termic al cuptoarelor, înzestrarea lor cu aparate termotehnice de măsură şi recuperarea căldurii gazelor de ardere etc.

Din analiza evoluţiei structurii consumului de combustibil la Combinatul siderurgic — Reşiţa rezultă că s-au obţinut o serie de rezultate pozitive în ceea ce priveşte îmbunătăţirea acestei structuri.

Un aspect important al modificării structurii constă în reducerea importantă a consumului de cocs metalurgic şi de combustibil lichid şi în creşterea consumului de gaz metan.

În vederea scăderii în continuare a consumurilor specifice de combustibili superiori trebuie să se ia o serie de măsuri privind valorificarea resurselor energetice secundare, în special la secţiile oţelărie şi laminoare, prin recuperarea căldurii gazelor arse, răcirea prin vaporizare la cuptoarele Martin, recuperarea căldurii fizice a cocsului etc.

În afară de acestea mai există posibilităţi pentru micşorarea consumurilor specifice de combustibil prin perfecţionarea arderii gazului metan şi a celorlalţi combustibili, reducerea pierderilor prin radiaţie şi mărirea indicelui de utilizare intensivă a cuptoarelor.

CZ 621.785.3 : 664.14 – 415 : 621.79.025

Experimentări privind recoacerea tablelor decapate şi utilizarea lor

Ing. I. FRANŢIU şi ing. N. LAIU
Institutul de cercetări metalurgice

Recoacerea în stive şi în cuptoare tunel a tablelor se caracterizează în mod normal prin neomogenitatea încălzirii şi răcirii în diferitele părţi din stivă. De aceea, pentru a nu mări această neomogenitate, care are repercursiuni asupra proprietăţilor mecanice, tehnologice şi structurale, este necesară respectarea unui regim termic raţional şi cît mai constant pentru fiecare lot sau ladă de recoacere.

Influenţa regimurilor termice mai constante de la lot la lot, faţă de influenţa regimurilor inconstante, asupra proprietăţilor mecanice şi tehnologice ale tablelor recoapte la Uzina „Ciocanul" — Nădrag, se caracterizează printr-o variaţie mai restrînsă a valorilor obţinute la încercarea de rupere la tracţiune şi încercarea Erichsen, după cum se vede în tabela 1, în care se dau rezultatele urmăririi a 13 loturi din trei şarje.

Tabela 1

Şarja nr. (nr. de loturi)	Valori	Regimurile de recoacere			Variaţia valorilor medii pe lot		
		Menţinere la focare (poz. 5—6), h	Temperatura la focarul principal, °C	Durata trecerii prin cuptor, h	σ_r, kgf/mm²	δ, %	Indice Erichsen, mm
2663 (5)	Maxim	5,5	1 190	22,8	31,5	37,6	13,22
	Minim	3	920	19,0	29,6	33,4	12,66
	Diferenţa	2,5	270	3,8	1,9	4,2	0,56
4257 (4)	Maxim	4	1 140	18,0	32,3	36,6	13,46
	Minim	4	1 080	18,0	30,8	34,0	12,97
	Diferenţa	0	60	0	1,5	2,6	0,49
4274 (4)	Maxim	4	1 100	18,0	30,2	38,5	13,51
	Minim	4	1 080	18,0	28,8	36,2	13,10
	Diferenţa	0	20	0	1,4	2,3	0,41

La toate loturile de recoacere încărcarea lăzilor s-a făcut așezînd în partea de jos circa 500 kg table negre, peste care s-au stivuit apoi tablele decapate pentru butelii. Excepție s-a făcut cu unul din loturi, la care în partea de jos a stivei s-a așezat un grătar format din șine de cale ferată alăturate, care a permis circulația aerului cald pe sub stiva de tablă acoperită cu capacul lăzii de recoacere.

Comparîndu-se variațiile proprietăților mecanice ale stivelor clădite pe stratul de table negre cu cele din stivele cu grătar, s-a constatat o omogenitate simțitor mai bună la acestea din urmă (tabela 2).

Tabela 2

Modul de stivuire	Diferențele dintre valoarea minimă și maximă din cuprinsul stivelor		Diferențele dintre valorile din partea de sus și din partea de jos a stivelor		
	$\Delta\sigma_r$, kgf/mm²	$\Delta\delta$, %	$\Delta\sigma_r$, kgf/mm²	$\Delta\delta$, %	Indice Erichsen, mm
Fără grătar (7 loturi), mediile loturilor	4,3	7,7	0,84	2,7	0,23
Maxim	5,6	12,0	2,2	5	0,35
Minim	3,3	5,0	0	0	0,10
Cu grătar (un lot)	2,0	2,0	0,1	0	0,05

Cercetarea mărimii grăunților (după STAS 5998—58) a arătat că singurul lot de recoacere din cele opt loturi ale șarjelor nr. 4267 și 4274, care în partea de jos a stivei a avut grăunți mai omogeni ca mărime, punctajul 6—7, față de 5—7 și 4—7 la celelalte loturi, a fost lotul la care s-a folosit grătarul de șine.

Avînd în vedere aceste rezultate, obținute la uzina „Ciocanul" — Nădrag, este indicată verificarea experimentală pe un număr mai mare de loturi a avantajelor ce pot decurge din folosirea grătarului și la celelalte uzine de tablă subțire.

În acest scop se propune un grătar cu o construcție îmbunătățită, care permite circulația aerului atît în sens longitudinal, cît și transversal, înlesnind în același timp transmiterea în stivă a căldurii, prin conductibilitate, de către barele componente. Pentru a nu reduce secțiunile de circulație a aerului cald, se propune forma constructivă din figura 1, la care îmbinarea barelor componente se face prin sudare în găuri.

Rezultate bune poate aduce folosirea experimentală pe scară mai mare a două grătare, unul în partea de jos și altul în partea de mijloc a stivei. Locul ocupat în stivă de cele două grătare pe înălțimea de 120 mm nu este mai mare decît acela ocupat de tablele negre așezate, în prezent, de obicei la partea de jos a stivei la recoacerea tablelor decapate. Scăderea mică a încărcării utile a lăzilor cu aceste grătare poate fi de altfel compensată, în ceea ce privește capacitatea de recoacere a cuptorului, prin reducerea posibilă a ciclului de încălzire, ceea ce rămîne de verificat la experimentări.

Dificultățile întîmpinate de uzina „Ciocanul" în respectarea proprietăților mecanice prescrise pentru tablele de butelii se datoresc unor neconcordanțe în prevederile din STAS 6450—61.

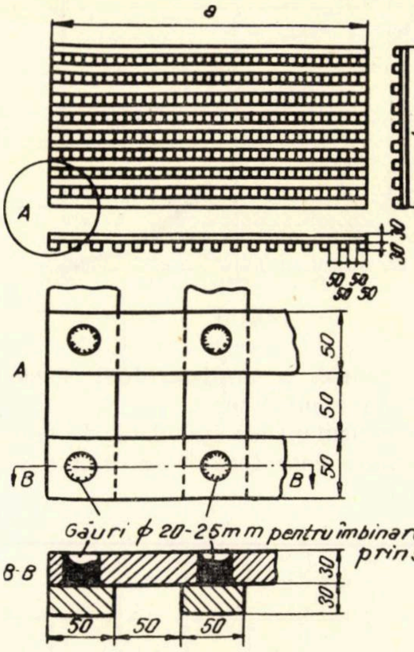


Fig. 1

Tablele decapate, cu 0,07—0,12%C, recoapte pentru recristalizare după o tehnologie corectă în cuptorul tunel, în care nu se poate realiza un tratament de normalizare, se obțin cu rezistența la tracțiune în direcția longitudinală a laminării, de regulă sub limita 30 kgf/mm² prevăzută în standard. Această rezistență poate fi atinsă în toate cazurile numai printr-un tratament de normalizare, nerealizabil însă la uzinele de tablă din țară din lipsă de cuptoare adecvate. Rezistența minimă de 30 kgf/mm², prescrisă în STAS 2666—62 pentru buteliile de gaze lichefiate, poate fi realizată în toate cazurile, folosind tablele recoapte în cuptorul tunel, chiar dacă rezistența tablelor livrate de uzina „Ciocanul" în stare recoaptă pentru recristalizare este sub 30 kgf/mm², deoarece ultimul tratament termic executat la fabricarea buteliilor este normalizarea.

În standardul german DIN — 1623 (1932) [4] se precizează, într-o notă, că table care nu au fost normalizate pot avea valori ale rezistenței cu 4 kgf/mm² mai mici decît valorile date în tabela din norma corespunzătoare stării normalizate.

Pentru a verifica acest lucru și pentru a dovedi că tablele de butelii recoapte în condițiile posibile în cuptorul tunel se pretează bine la fabricarea buteliilor, s-a executat experimentarea următoare :

S-au ales cîte zece foi de tablă din patru loturi de recoacere din șarja nr. 4274, care la încercările de recepție ale uzinei „Metrom'' —Brașov au a vut (probe prelevate în direcția laminării) rezistența sub 30 kgf/mm^2. Tablele s-au tăiat în două : din prima jumătate s-au prelevat probe pentru încercarea la tracțiune, iar a doua jumătate s-a prelucrat după tehnologia curentă a fabricației de butelii pînă la faza calotelor normalizate cu același regim care se aplică buteliilor ; din acestea s-au prelevat apoi probe pentru încercarea la tracțiune. Mediile generale ale rezultatelor sînt prezentate în tabela 3, iar variația diferenței între rezistența tablei și cea a calotei din aceeași tablă, în funcție de rezistența tablei, este reprezentată în figura 2.

Tabela 3

Orientarea probei față de direcția de laminare	Valorile medii din 40 probe longitudinale și 40 probe transversale, prelevate din :					
	Tablele recoapte		Calotele normalizate		Diferențele	
	σ_r, kgf/mm^2	δ, %	σ_r, kgf/mm^2	δ, %	$\Delta\sigma_r$	$\Delta\delta$, %
Longitudinal	27,2	39,5	34,5	30,0	+7,3	−9,5
Transversal	31,0	36,5	34,7	30,4	+3,7	−6,1
Media generală	29,1	38	34,6	30,2	+5,5	−7,8

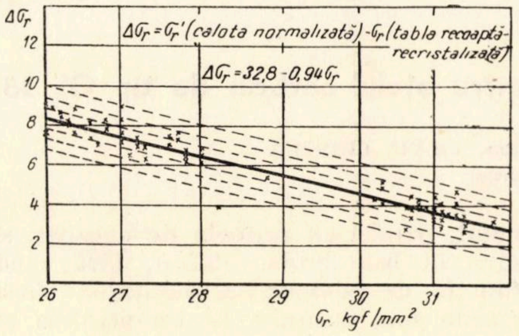


Fig. 2

Din figura 2 se vede că oricare ar fi valoarea rezistenței tablei recoapte pentru recristalizare, cuprinsă între limitele 26 și 31 kgf/mm ^{2}, rezistența calotei ambutisate din această tablă și supusă normalizării, conform procesului de fabricație a buteliilor, va avea valoarea de cel puțin 32 kgf/mm ^{2}, satisfăcînd condițiile din standardul de butelii STAS 2666—62.

Există o neconcordanță între compoziția chimică specificată în STAS 6450—61 și rezistența minimă de 30 kgf/mm ^{2} prescisă, care se cere realizată atît transversal, cît și longitudinal față de direcția laminării. În alte standarde de table subțiri, de exemplu DIN 1623, ediția 1961, rezistențele se determină numai pe probe prelevate transversal față de direcția de laminare. În standardul pentru table subțiri de calitate GOST 914—56, după care rezistența se verifică atît în direcție transversală, cît și longitudinală, rezistența minimă prescrisă este 26 kgf/mm ^{2}. În condițiile uzinelor noastre de table subțiri, dacă verificarea rezistențelor s-ar face numai transversal, tablele recoapte în cuptor tunel ar satisface condiția rezistenței minime de 30 kgf/mm^2 și cu atît mai mult limita de 28 kgf/mm^2 dată în DIN 1623 pentru tablele de ambutisaj.

Pentru verificarea analitică a proprietăților mecanice și tehnologice ale tablelor decapate s-a stabilit, pe baza prelucrării matematice statistice a datelor de exploatare, înregistrate la urmărirea fabricației în uzina „Laminorul de tablă'' — Galați, următoarele relații empirice :

$$\sigma_r = 21 + 67C + 14Mn + 120(S - 1{,}5P) \qquad (1)$$

$$\delta = 0{,}49\ e - 0{,}2\ \sigma_r - 27 \qquad (2)$$

unde :

σ_r este rezistența medie de rupere la tracțiune (media valorilor determinate în direcție longitudinală și transversală), în kgf/mm^2, conform STAS 200—61, valabilă pentru oțeluri necalmate, elaborate în cuptor Martin și recoapte în cuptor tunel ;

C, Mn, S și P — conținutul elementelor respective, determinate la analiza chimică a șarjei de oțel, din care s-au laminat tablele, % ;

e — indicatorul Erichsen, comparativ al proprietății de ambutisare (%) [1], [3] ;

δ — alungirea medie în direcție longitudinală și transversală față de direcția de laminare, %.

Relația (1) are la bază relația dată de Iüptner [4] pentru table din oțel Martin bazic în stare normalizată, care s-a adaptat pentru oțel necalmat la condițiile de recoacere în cuptor tunel și s-a completat cu termenul legat de conținutul de sulf și fosfor, determinat pe bază de date statistice.

Rezultatele obținute prin calcul aplicînd relațiile (1) și (2) la una din perioadele de urmărire a fabricației din 1963 și cele realizate la încercările de verificare curentă din 1965 a proprietăților mecanice și tehnologice se dau pentru comparație în tabela 4. Se constată că

Tabela 4

Grosimea tablelor, mm	Numărul de		Valori medii realizate		Valori medii calculate	
	loturi cercetate	determinări executate	σ_r, kgf/mm^2	δ, % (Lo = =80 mm)	σ_r, kgf/mm^2	δ, %
0,45—0,80	37	192	29,0	21,0	30,0	22,2
1—1,5	26	101	31,0	23,6	31,0	23,2
2,0	37	142	30,4	27,7	29,4	26,9
Total 0,45—2,0	100	435	30,0	24,2	30,1	24,0

valorile calculate sînt practic suficient de apropiate de mediile realizărilor pentru a le folosi la comparații orientative.

Pentru a vedea legătura dintre conținutul de carbon al șarjelor de oțel elaborate pentru table decapate și rezistența la tracțiune a tablelor recoapte în cuptor, s-a aplicat relația (1) la analizele chimice medii următoare, corespunzătoare cu conținutul minim de 0,07% C dat în STAS 6450–61 și cu conținutul intermediar de 0,10%C:

1–0,07%C; 0,30% Mn;

0,022% P și 0,027%S;

2–0,10% C; 0,36% Mn;

0,020% P și 0,025%S

Calculul dă rezistența medie de 27,6 kgf/mm^2 în primul caz și de 32,1 kgf/mm^2 în al doilea caz. Faptul că între rezistența medie și cea în direcție longitudinală este o diferență de circa 2 kgf/mm^2 (tabela 3) înseamnă că numai la un conținut de la 0,10% C în sus se poate respecta practic rezistența minimă prescrisă, de 30 kgf/mm^2, la tablele recoapte în cuptor tunel.

Bazat pe cele arătate, apare ca necesară îmbunătățirea standardului privind tablele destinate buteliilor de gaze lichefiate, STAS 6450–61, îmbunătățire justificată și de faptul verificat că tablele recoapte corect în cuptorul tunel se comportă bine la ambutisarea lor în procesul de fabricație a buteliilor, prelucrare executată cu coeficientul de ambutisare de circa 0,6. În standard urmează să se arate că limita minimă de rezistență a tablelor recoapte este de 26 kgf/mm^2. Acest fapt s-a avut de altfel în vedere la revizuirea recentă a standardului „Table subțiri de oțel. Tablă decapată" 1988–65.

BIBLIOGRAFIE

[1] Cercetări metalurgice, vol. 4, 1962, p. 131–142.

[2] Franțiu I. *Valorificarea unor date de exploatare privind recoacerea tablelor subțiri de oțel.* Metalurgia și Construcția de mașini 13 (1961), nr. 4, p. 279–282.

[3] Franțiu I. și Nicolau A. *Stabilirea de relații practice prin valorificarea unor date urmărite la recoacerea tablelor subțiri de oțel.* Metalurgia 15 (1963), nr. 9, p. 538–541.

[4] Eisenkolb F. *Das Tiefziehblech.* Leipzig, Akademische Verlagsgesellschaft Geest & Portig, 1951.

CZ 669.14: 621.79.025.3

Soluții de decapare cu nocivitate redusă pentru oțelul carbon de tip OL 38

Chim. ALEXANDRINA NICOLAE și chim. SILVIA CRISTEA
Institutul de cercetări metalurgice

În vederea efectuării operațiilor de galvanizare, emailare etc., o problemă importantă este îndepărtarea țunderului și a ruginii de pe suprafața metalului. În acest scop o metodă des folosită, în special pentru prepararea suprafețelor materialelor de dimensiuni reduse, este decaparea chimică, cu acizi anorganici.

S-au efectuat cercetări pentru realizarea unor soluții care să asigure o decapare rapidă, pierderile de metal să fie cît mai mici, iar nocivitatea mediului să fie cît mai redusă. Rezultatele expuse și concluziile date se referă numai la încercări făcute în condiții de laborator, în care probele au fost puțin agitate.

În vederea atingerii acestui scop s-au folosit inhibitori, s-au preparat soluții cu concentrații scăzute în acizi volatili și s-au utilizat soluții de decapare care să conțină săruri sau acizi solizi.

Încercările de decapare s-au efectuat pe probe de oțel OL 38 cu țunder, de dimensiunile 2×20×50 mm. În scopul stabilirii pierderilor de metal, paralel cu probele de decapat, s-au introdus în baie probe etalon, fără țunder. În funcție de compoziția soluțiilor folosite, încercările s-au efectuat la temperaturi pînă la 70°C. Durata de menținere în soluție a probelor etalon a corespuns timpului maxim rezultat la decaparea probelor. Pierderile de metal s-au referit la întreaga durată a procesului de decapare și s-au exprimat în g/m^2. Nu s-au calculat vitezele de coroziune (g/m^{2}h), deoarece s-a considerat că decaparea este un proces de coroziune delimitat ca timp.

Într-o serie de încercări s-a studiat acțiunea adaosurilor de inhibitori în soluții de acid sulfuric și acid clorhidric. Prin introducerea inhibitorilor în soluțiile de decapare s-a căutat să se micșoreze atacul metalului de bază. În urma menținerii pierderilor de metal în limite cît mai restrînse, se micșorează într-o oarecare măsură și acțiunea de fragilizare a materialului datorită hidrogenului care se degajă din reacții (manifestată prin bășicare) și, în același timp, se obține o reducere a cantității de acid fin dispersat în spațiul înconjurător.

În experimentările efectuate s-au folosit soluții de acid sulfuric p. a. (fără arsen) în concentrații de 10%. Concentrația în inhibitor a fost în jur de 0,01 M%, pentru substanțele solide, și de 1—25 ml%, pentru substanțele lichide. Temperatura de lucru a fost cuprinsă între 50 și 60°C, iar durata încercărilor a fost de 10 min.

Ca inhibitori s-au studiat: petrosulfonul, cleiul de oase, papaverina, tioureea, fluorura acidă de amoniu, clorura de sodiu, iodura de potasiu și metionina. Rezultatele încercărilor sînt redate în figurile 1 și 2 care reprezintă influența inhibitorilor în procesul de decapare cu soluția de acid sulfuric p. a. 10% (fig. 1: *a* — petrosulfonul; *b* — cleiul de oase; fig. 2: *a* — papaverina; *b* — tioureea; *c* — fluorura acidă de amoniu; *d*—clorura de sodiu; *e*—iodura de potasiu; *f* — metionina). Din diagrame rezultă că, prin folosirea de inhibitori între anumite limite de concentrație, se poate obține o reducere a pierderilor de metal de la 21 g/m^2, valoare obținută la decaparea probelor cu soluții acide fără adaosuri de inhibitori, pînă la valoarea de 1 g/m^2.

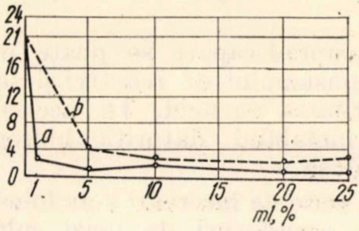


Fig. 1

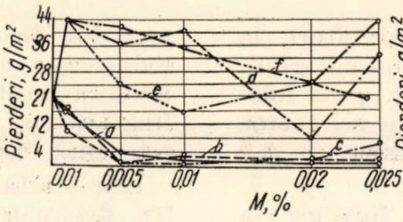


Fig. 2

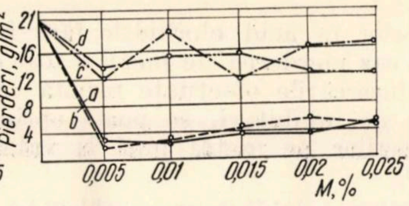


Fig. 3

Petrosulfonul a avut o acțiune inhibitoare ridicată. Pierderea de metal a fost minimă la o concentrație de 25 ml%. Soluția clorhidrică de clei de oase a avut o acțiune de inhibare puternică care a prezentat un maxim la o concentrație de 10 ml%, cînd pierderea de metal a fost de 2,95 g/m^2. Papaverina în soluție alcoolică a redus continuu supradecaparea probelor și, la o cantitate de 0,025 M%, pierderea din metal a fost de 1,62 g/m^2. Tioureea s-a caracterizat printr-o acțiune inhibitoare maximă la o concentrație de 0,005 M%, în care caz pierderea de metal a fost de 1,55 g/m^2. Ulterior, cu mărirea conținutului de tiouree în soluție, acțiunea inhibitoare a acesteia a scăzut. Fluorura acidă de amoniu a prezentat o acțiune inhibitoare maximă la concentrația de 0,01 M% cînd pierderea de metal a fost de 1 g/m^2. Clorura de sodiu și iodura de potasiu au avut acțiune inhibitoare slabă, iar metionina nu a îmbunătățit procesul de decapare.

Comparativ s-au făcut unele încercări la care s-a utilizat pentru decapare acid sulfuric chimic pur și acid sulfuric tehnic. Ca inhibitori s-au folosit tioureea și fluorura acidă de amoniu, întrucît aceste substanțe au dat rezultate optime în încercările de decapare făcute cu acid sulfuric p.a. Concentrația în inhibitori și temperatura de lucru au fost similare cu cele de la încercările precedente, însă durata de menținere a etaloanelor în baie a fost de 15 min, întrucît acesta a fost timpul obținut la decaparea probelor. O serie de încercări s-au făcut cu soluții în care concentrația în acid sulfuric a fost de 10%. Într-o altă serie de încercări concentrația în acid sulfuric a fost de 5%. Rezultatele obținute la aceste încercări sînt redate în figura 3, care reprezintă influența inhibitorilor în procesul de decapare cu soluția de acid sulfuric 10 % (*a* — tioureea în acid sulfuric chimic pur; *b* —tioureea în acid sulfuric tehnic; *c* — fluorura acidă de amoniu în acid sulfuric chimic pur; *d* — fluorura acidă de amoniu în acid sulfuric tehnic). În figura 4 este reprezentată influența inhibitorilor în procesul de decapare cu soluția de acid sulfuric 5% (*a* — tioureea în acid sulfuric chimic pur; *b* — tioureea în acid sulfuric tehnic; *c* — fluorura acidă de amoniu în acid sulfuric chimic pur și *d* — fluorura acidă de amoniu în acid sulfuric tehnic).

În soluțiile de acid sulfuric chimic pur și de acid sulfuric tehnic, de concentrație 10%, numai tioureea a avut o acțiune inhibitoare ridicată și a micșorat pierderea de metal la 2,24 g/m^2, respectiv la 1,85 g/m^2. În soluțiile de acid sulfuric chimic pur de concentrație 5%, ambele substanțe au prezentat o acțiune inhibitoare maximă la o concentrație de 0,005 M%, în care caz pierderea de metal a fost sub 2 g/m^2. În soluțiile de acid sulfuric tehnic de concentrație 5%, tioureea adăugată în cantitate de 0,01 M% a redus pierderea de metal la valori sub 1,5 g/m^2, în timp ce fluorura acidă de amoniu a prezentat o acțiune de inhibare mai slabă la toată gama de concentrații.

Pentru experimentările făcute cu acid clorhidric s-au folosit soluții de acid clorhidric p.a. de concentrație 20%. Adaosurile de inhibitori au fost în jurul valorilor de 0,01 M%, pentru substanțele solide, și de 0,3—25 ml%, pentru substanțele lichide. Temperatura de lucru a fost cuprinsă între 35 și 40°C, iar durata încercărilor a fost de 10 min. Ca inhibitori s-au studiat: aldehida formică, trietanolamina, anilina, urotropina și iodura de potasiu. Rezultatele încercărilor efectuate sînt reprezentate grafic în figurile 5 şi 6 care redau influenţa inhibitorilor în procesul de decapare cu soluţie de acid clorhidric p.a. 20% (fig. 5 : *a* — trietanolamină ; *b* — aldehidă formică ; *c* —anilină ; fig. 6 : *a* — — iodură de potasiu şi *b* — urotropină). În comparaţie cu rezultatele obţinute la decaparea probelor în acid clorhidric fără inhibitori, în care caz pierderea de metal a fost de 6,3 g/m², din încercările efectuate rezultă că, prin folosirea de inhibitori, se poate obţine reducerea pierderilor de metal pînă la valoarea de 0,9 g/m².

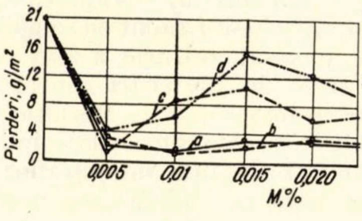


Fig. 4

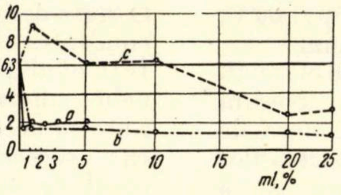


Fig. 5

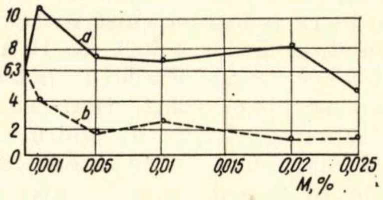


Fig. 6

Acţiunea inhibitoare a aldehidei formice s-a manifestat la întreaga gamă de concentraţii studiate, atingînd un maxim la concentraţia de 25 ml%, cînd pierderea de metal a fost de 0,9 g/m². În acelaşi mod s-a comportat şi trietanolamina care la concentraţia de 0,3 ml% a redus pierderea de metal la 1,65 g/m². Anilina a avut în general o acţiune de inhibare mai slabă. Pierderea minimă de metal obţinută (2,63 g/m²) a fost la concentraţia de 20 ml%. Urotropina s-a manifestat ca un inhibitor puternic şi a prezentat o acţiune maximă la concentraţia de 0,02 M% în care caz pierderea de metal a fost de 1,31 g/m². Iodura de potasiu a avut o acţiune de inhibare mai redusă. Pierderea de metal cea mai mică (4,87 g/m²) s-a obţinut la concentraţia de 0,025 M%.

Din experimentările efectute s-a constatat că în soluţiile clasice de acizi, cu ajutorul inhibitorilor, se poate realiza decaparea probelor într-o durată redusă de timp, iar pierderile de metal pot fi menţinute în limitele de 1—8,41 g/m², în cazul utilizării soluţiilor pe bază de acid sulfuric, şi de 0,9—2,63, g/m², în cazul folosirii soluţiilor de acid clorhidric. Prin evitarea fenomenului de supradecapare se poate obţine o reducere a consumului de reactivi şi se poate micşora cantitatea de acid. În acelaşi timp fragilizarea metalului datorită hidrogenului este mai redusă.

Într-o altă serie de încercări s-au folosit pentru decapare amestecuri de acizi sulfuric şi clorhidric şi s-au introdus diferite adaosuri de inhibitori, variindu-se în acelaşi timp temperatura de lucru. Experimentările s-au făcut în scopul stabilirii unor pierderi minime de metal, iar decaparea s-a efectuat într-o durată de timp redusă. În scopul aplicării rapide a soluţiei respective de decapare, adaosul de inhibitori s-a exprimat în g%. Rezultatele cele mai reprezentative sînt redate în tabela 1. Pierderile de metal cele mai mici (1,3—2,2 g/m²) s-au obţinut cu soluţiile 3, 6 şi 7.

Tabela 1

Nr. crt.	Compoziţia soluţiei	Adaos de inhibitor, g%	Temperatura, °C	Timp, min	Pierdere de metal, g/m²
1	acid sulfuric 10%	tiouree 0,1	55—60	7	3,8
2	acid clorhidric 20%	urotropină 0,5	mediului ambiant	30	1,2
3	acid clorhidric 20%	urotropină 0,5	40	3	1,3
4	acid clorhidric 25% clorură stanoasă 1%	--	mediului ambiant	27	0,9
5	acid clorhidric 25% clorură stanoasă 1%	urotropină 0,5	mediului ambiant	28	0,59
6	acid clorhidric 25% clorură stanoasă 1%	—	30—40	5	1,6
7	acid clorhidric 25% clorură stanoasă 1%	urotropină 0,5	30—40	7	2,2

S-au efectuat o serie de experimentări în care s-a urmărit ca acidul clorhidric să fie menţinut în limite de concentraţii cît mai restrînse. În paralel s-au făcut încercări în soluţii cu adaosuri de inhibitori şi în soluţii fără adaosuri de inhibitori şi s-a lucrat comparativ la temperaturi de 50—60°C şi la temperatura mediu-

Tabela 2

Nr. crt.	Compoziţia soluţiei	Adaos de inhibitor, g%	Temperatura, °C	Timp, min	Pierdere de metal, g/m²
1	– acid sulfuric 8 % – acid clorhidric 2 %	–	60	3	4,34
2	– acid sulfuric 8 % – acid clorhidric 2 %	urotropină 0,5	60	10	0,16
3	– acid sulfuric 8 % –acid clorhidric 2 %	urotropină 0,5	mediului ambiant	105	0,18
4	– acid sulfuric 8 % – acid clorhidric 2 %	iodură de potasiu 0,1660	60	15	4,03
5	– acid fosforic 14,7 % – acid clorhidric 8,4 %	–	50–55	9	4,1
6	– acid fosforic 14,7 % – acid clorhidric 8,4 %	urotropină 2	50–55	10	3,05
7	– acid fosforic 14,7 % – acid clorhidric 8,4 % – tetraborat de sodiu 1 %	urotropină 0,5	50–60	8	2,14
8	– acid fosforic 14,7 % – acid clorhidric 8,4 % – tetraborat de sodiu 1 %	urotropină 0,5	mediului ambiant	100	1,3

lui ambiant. Rezultatele experimentărilor sînt redate în tabela 2. La toate încercările pierderile de metal au fost minime (0,16–4,34 g/m^2). Un timp redus de decapare s-a obţinut numai la încercările efectuate la temperaturi de 50–60°C.

Tabela 3

Nr. crt.	Compoziţia soluţiei	Temperatura, °C	Timp, min	Pierdere de metal, g/m²
1	– acid citric 8–10 % – acid sulfuric 5–7 %	50 70	15	8,83
2	– acid tartric 10 % – acid sulfuric 7 %	70	10	9,78
3	acid malic 20 %	50–60	23	5,96
4	acid malonic 25 %	60	20	nu decapează
5	– sulfat acid de potasiu 23,3 % – bicromat de potasiu, 1,9 %	85–90	20	12,87
6	– pirosulfat de potasiu 20 %	50–60	15	9,16
7	– acid sulfamic 16,6 % – acid etilen diaminotetraacetic 0,8 %	50–60	12	5,41
8	– pirosulfat de potasiu 20 % – tiouree 0,5 %	50–60	15	8,52

Într-o altă serie de experimentări s-au preparat unele soluţii de decapare pe bază de acizi solizi sau pe bază de săruri. Aceste încercări s-au făcut în vederea evitării pericolelor de accidente care pot avea loc în timpul manipulării reactivilor. În tabela 3 sînt redate rezultatele acestor încercări.

Cu soluţiile 6 şi 8, preparate pe bază de pirosulfat de potasiu, şi cu soluţia 7, preparată pe bază de acid sulfamic, s-a obţinut o durată redusă de decapare (12–15 min). Temperatura a fost de 50–60°C, iar pierderea de metal a fost cuprinsă între 5,41–9,16g/m^2. Încercările făcute cu acidul malonic nu au dat rezultate.

În urma experimentărilor de laborator efectuate pentru decaparea ţunderului obţinut în procesul de laminare a oţelului carbon OL38 se pot trage următoarele concluzii :

În cazul decapării oţelului în soluţii pe bază de acid clorhidric sau pe bază de acid sulfuric, prin folosirea unor concentraţii adecvate de inhibitori, pierderile de metal pot fi reduse de la 6,3 g/m^2, respectiv 21 g/m^2, pînă la valori de 0,9 g/m^2, respectiv 1 g/m^2.Ca urmare a acestui lucru se micşorează consumul de reactivi, se reduce cantitatea de spumă şi, în acelaşi timp, concentraţia în acid fin dispersat din spaţiul de lucru este mai scăzută.

Prin folosirea unor soluţii de decapare pe bază de amestecuri de acizi, în care caz concentraţia în acizi volatili este menţinută la valori reduse, se pot realiza pierderi minime de metal.

De asemenea, prin folosirea unor soluții de decapare preparate pe bază de acizi solizi sau pe bază de săruri se poate realiza evitarea pericolelor de accidente din timpul manipulării reactivilor.

BIBLIOGRAFIE

[1] Evans Ulick R. *The corrosion and oxidation of metals: scientific principles and practical applications.* Londra, Edward Arnold, 1960.

[2] Uhlig H. H. *The corrosion handbook.* New-York, John Wiley & Sons Ing, 1955.

[3] Machu W. *Oberflächenvorbehandlung von Eisen und Nichteisen-metallen.* Leipzig, Ed. Academică Geest Portig, 1957.

[4] Putilova I. N., Balezin S. I. și Barranik V. P. *Inhibitorii coroziunii metalelor.* București, I.D.T., 1958.

[5] * * * *Inhibarea în fază lichidă. Coroziunea și protecția suprafețelor.* Caiet Selectiv vol. 6, nr. 5, București, I.D.T., 1963.

[6] Afanasiev G. I. și Lisenko P. *Contribuții la rezolvarea problemei mecanismului acțiunii de inhibare pe care o are urotropina asupra coroziunii acide a oțelului. Coroziunea și protecția suprafețelor.* Caiet Selectiv nr. 10, București, I.D.T., 1960.

[7] * * * *Indepărtarea țunderului.* Corrosion Technology vol. 5, nr. 11, 1958, p. 366.

CZ 669.112.227.3.017.11 : 669.14 (498)

Transformarea austenitei la răcire continuă și diagramele termocinetice corespunzătoare pentru trei oțeluri românești

Dr. ing. B. ROTENSTEIN
Institutul de cercetări metalurgice

În această lucrare se expun rezultatele cercetărilor efectuate privind modificările structurale datorită transformării austenitei la răcirea continuă, pentru un oțel termostabil (1 Cr — 0,5 Mo) și pentru două oțeluri utilizate ca oțeluri sudabile (OL 38 și OL 60 K).

Materialul și metoda cercetării

Au fost cercetate trei oțeluri, ale căror compoziții chimice și puncte critice sînt date în tabela 1.

Probele de oțel 1 Cr — 0,5 Mo au fost luate din țevi normalizate, cu grosimea de 15—16 mm, iar cele din oțelurile carbon, din table cu grosimea de 20 mm.

Pentru determinarea punctelor caracteristice ale diagramei, s-a folosit metoda analizei metalografice a probelor tratate termic în anumite condiții. Tratamentul termic al probelor (cu dimensiunile 5×2×120 mm) s-a efectuat într-un dispozitiv care a permis încălzirea acestora prin trecerea prin ele a unui curent reglabil de 0 — 200 A și 0 — 5 V. Încălzirea s-a efectuat în atmosferă de argon, evitîndu-se astfel decarburarea prea intensă a oțelului. Controlul temperaturii probelor s-a efectuat cu termocuple Pt-PtRh, sudate pe probe la mijlocul porțiunii încălzite. Astfel, au fost controlate vitezele de încălzire și răcire, care au fost modificate după dorință, prin reglarea la un transformator a caracteristicilor curentului. Pentru obținerea unor viteze de răcire mai mari, după întreruperea curentului, probele au fost suflate cu azot, al cărui debit s-a variat în limitele necesare pentru realizarea unor anumite curbe de răcire.

Tabela 1

Marca oțelului	Compoziția chimică, %								Puncte critice, °C				
	C	Mn	Si	P	S	Cr	Mo	V	Ac_1	Ac_3	Ar_3	Ar_1	M_S
1 Cr—0,5 Mo	0,15	0,61	0,51	0,042	0,038	1,23	0,43	urme	762	862	790	705	430
OL 38	0,17	0,37	—	0,016	0,038	—	—	—	730	855	825	718	460
OL 60 K	0,42	0,31	0,66	0,017	0,026	—	—	—	730	780	735	662	352

După austenitizare, probele au fost răcite după anumite curbe pînă la temperaturile dorite, de la care ele au fost călite prin stropire cu apă.

Studiul microstructurii probelor tratate în aceste condiții s-a efectuat în secțiunea transversală din imediata apropiere a termoelementului. S-a urmărit stabilirea temperaturii de început de formare a fiecărui constituent, proporția acestuia în proba răcită pînă la temperatura camerei și duritatea probelor răcite după fiecare curbă pînă la această temperatură.

Punctele critice au fost determinate la un dilatometru Ulbricht, iar punctele M_s au fost calculate cu formula lui Nehrenberg. Datele obținute au fost completate cu valorile durității (HV_{15} sau HV_{30}) probelor răcite, după diferite curbe, pînă la temperatura camerei.

Rezultatele experimentale

Oțelul 1 Cr — 0,5 Mo. Pentru culegerea datelor necesare întocmirii diagramei transformării austenitei la răcirea continuă a oțelului 1 Cr — 0,5 Mo, răcirea probelor s-a efectuat după 11 curbe de răcire (fig. 1, în care : *A*, *F*, *P*, *B*, *M* reprezintă domeniile austenitei, feritei, perlitei, bainitei și martensitei ; cifrele de pe curbe — procentul de constituenți ; cifrele încercuite — duritățile în unități HV)*. Temperatura de austenitizare a probelor a fost de 920° C, încălzirea s-a făcut în 2—3 min, iar menținerea a fost de 10 min. Curba *9* reprezintă răcirea liberă, după întreruperea circuitului electric la terminarea perioadei de austenitizare, curba *10*, răcirea prin suflarea unui jet de azot cu debitul de $2 \cdot 10^{-5}$ m³/s, iar ultima curbă, răcirea cu jet de apă.

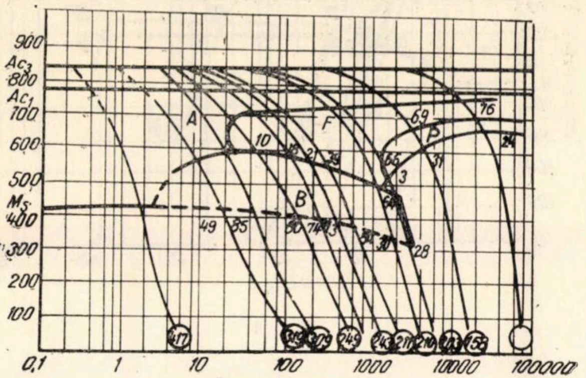


Fig. 1

În cazul oțelului 1 Cr — 0,5 Mo, încălzirea pînă la temperatura de austenitizare (1 193°K sau 920° C) s-a efectuat în 2 —3 min, iar durata austenitizării a fost de 10 min (punctajul grăuntelui austenitic : 6).

În vederea analizei datelor cumulate privind această diagramă, în tabela 2 se indică numerele acordate curbelor de răcire, considerate pe diagramă de la dreapta la stînga, duritățile probelor răcite după aceste curbe pînă la temperatura camerei, vitezele de răcire pentru intervalul de temperaturi 1 193—293°K (920—20°C).

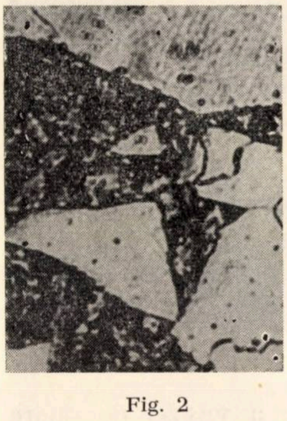


Fig. 2

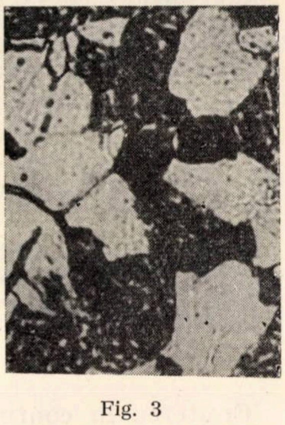


Fig. 3

Formarea constituenților din intervalul superior este posibilă numai în cazul răcirii după curbele cu viteze mai mici decît cele corespunzătoare curbei *3*. În aceste condiții, pe lîngă ferită și perlită, precipită și carburi al căror domeniu de formare nu s-a precizat pe diagramă, din cauza lipsei unor date suficiente și certe.

Într-un domeniu restrîns de variație a vitezelor de răcire, microstructura formată este complexă ; ea conține, pe lîngă constituenții menționați mai sus, bainită și martensită, așa cum este cazul microstructurii probei răcite pînă la temperatura camerei după curba *3* (fig. 2).

La viteze mai mari, formarea perlitei nu mai este posibilă, ceea ce determină simplificarea oarecum a microstructurii. Totodată cresc cantitățile de bainită și, într-o mai mică măsură, de martensită. În figura 3 este reprodusă microstructura probei răcite pînă la temperatura camerei, după curba *5*. Ea este alcătuită din 39% ferită, 54% bainită și 7% martensită. Acești constituenți se formează, în diferite proporții, în cadrul unei game relativ largi de vi-

Tabela 2

Numărul curbei	*1*	*2*	*3*	*4*	*5*	*6*	*7*	*8*	*9*	*10*	*11*
Viteza medie de răcire de la 1 135°K (862°C) la 293°K (20°C), °K/s	—	0,12	0,175	0,235	0,58	0,61	1,01	1,43	2,16	—	>150
Duritatea la 293°K (20°C), HV	—	158	203	210	211	243	249	249	309	319	417

---

* Aceleași notații s-au utilizat și la figurile 6 și 11.

teze de răcire. În această categorie intră și curba *9*, de răcire liberă, care, în cazul unei probe cu secțiunea transversală foarte mică, determină apariția masivă a bainitei (86%) (fig. 4).

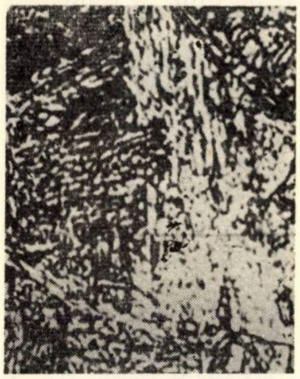


Fig. 4

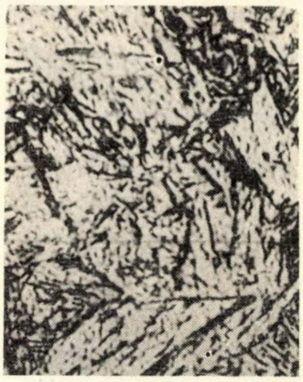


Fig. 5

Creșterea în continuare a vitezei de răcire modifică raportul dintre cantitatea de bainită și martensită în favoarea ultimei. Răcirea în apă asigură formarea doar a martensitei (fig. 5).

Oțelul OL 38. Probele au fost încălzite pînă la 1 323°K (1 050°C) în circa 15 s (punctajul grăuntelui real de austenită : 2 și 6). Temperatura și viteza de încălzire au fost astfel alese încît să permită cunoașterea modificărilor structurale la răcirea oțelului supus ciclului termic al sudării. Pentru obținerea unor curbe de răcire cu viteze mari, probele au fost suflate cu un jet de azot cu diferite debite (de la $2 \cdot 10^{-5}$ m^3/s la $22 \cdot 10^{-5}$ m^3/s) sau stropite cu apă.

Tabela 3

Numărul curbei	*1*	*2*	*3*	*4*	*5*	*6*	*7*
Viteza medie de răcire de la 1 128°K (855°C) la 293°K (20°C), °K/s	—	0,36	6,24	13,6	23,7	41,3	>150
Duritatea la 293°K (20°C), HV	—	130	150	165	175	205	350

În tabela 3 sînt înscrise numerele de ordine acordate curbelor de răcire din figura 6, de la dreapta spre stînga, vitezele de răcire a probelor după aceste curbe de la Ac_3 pînă la 293°K (20°C), precum și valorile durității probelor răcite pînă la temperatura camerei. Temperatura de austenitizare a fost de 1 050°C, încălzirea s-a efectuat în 15 s, iar menținerea a fost de 50 s.

Diagrama transformării austenitei la răcirea continuă pentru acest oțel este reprodusă în figura 6.

Un exemplu de microstructură formată în cazul răcirii probelor după curbele care traversează domeniile de formare ale feritei și perlitei este dat în figura 7.

Structuri complexe, cu participarea constituenților formați atît prin difuzie ,cît și prin mecanismul martensitic, se constată și la acest oțel (curbele *3*, *4*, *5*). În figura 8 se poate observa micrografia probei răcite după curba *3* pînă la temperatura camerei (70% ferită, 15% perlită, 10% bainită și martensită), iar în figura 9 — după curba *4*, pînă la aceeași temperatură (50% ferită, 10% perlită, 30% bainită și martensită).

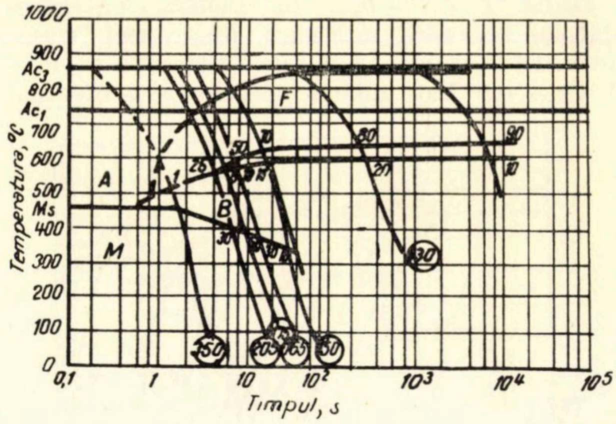


Fig. 6

Creșterea vitezei de răcire pînă la cea corespunzătoare călirii în apă nu este suficientă pentru a frîna formarea bainitei și a feritei.

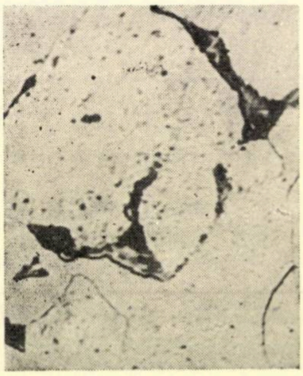


Fig. 7

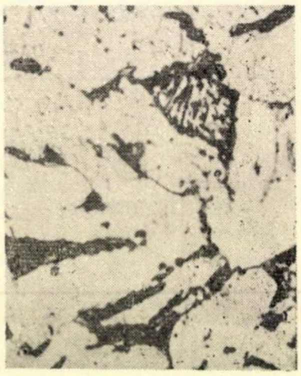


Fig. 8

Aceasta are ca urmare faptul că și în proba cu secțiunea redusă, folosită în cadrul acestor experimentări, se constată prezența acestor constituenți, pe lîngă cea a martensitei (fig. 10), după răcirea în apă direct de la temperatura de austenitizare.

Oțelul OL 60 K. Condițiile de austenitizare a probelor din acest oțel au fost similare celor

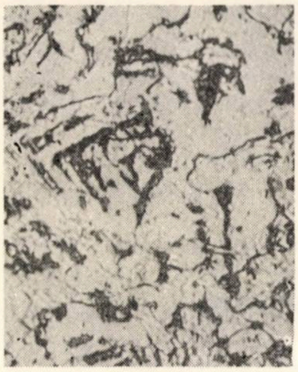


Fig. 9

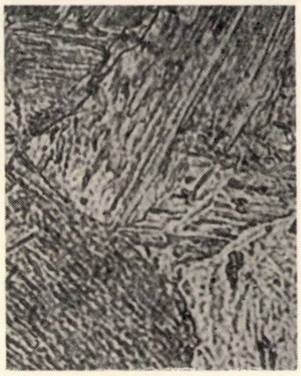


Fig. 10

pentru oțelul OL 38 (grăuntele austenitic real: 2—3). Răcirea probelor austenitizate s-a realizat de asemenea prin reglarea curentului, prin modificarea debitului jetului de azot și prin stropirea cu apă.

În tabela 4 se dau vitezele de răcire între Ac_3 și 293°K (20°C) și valorile durității probelor răcite după curbele reprezentate grafic în figura 11.

Tabela 4

Numărul curbei	*1*	*2*	*3*	*4*	*5*	*6*	*7*	*8*	*9*	*10*
Viteza medie de răcire de la 1 053°K (780°C) la 293°K (20°C), °K/s	—	0,32	0,75	2,6	—	16,6	20,0	26,8	43,0	150
Duritatea la 293°K (20°C), HV	—	168	198	220	230	369	420	448	538	584

Temperatura de austenitizare a fost de 1 050°C, încălzirea s-a efectuat în 15 s, iar menținerea a fost de 50 s.

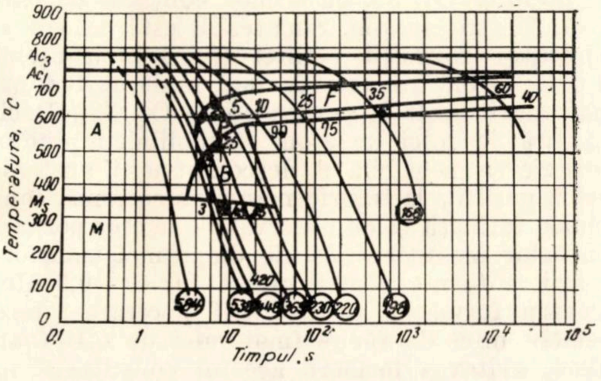


Fig. 11

Diagrama similară cu cea a oțelului carbon cu 0,17% C arată poziția mai importantă a pomeniului în cadrul căruia se formează perlita. Conținutul acestui constituent crește sensibil cu mărirea vitezei de răcire. Astfel, în figura 12 este reprodusă micrografia probei răcite pînă la temperatura camerei, după curba *2*. Ea este formată din ferită (35%) și perlită. Proba răcită după curba *4* conține doar 10% ferită și restul perlită (fig. 13).

Posibilitatea formării unor structuri complexe este arătată pe diagramă de curbele *5—8*,

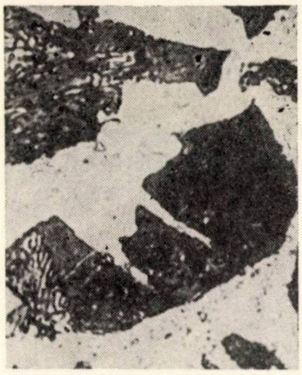


Fig. 12

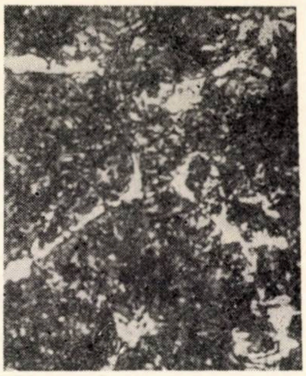


Fig. 13

iar un exemplu de microstructură de acest tip este reprodus în figura 14 (< 1% ferită, 2% perlită, 3% bainită și martensită).

Creșterea vitezei de răcire asigură inhibarea completă a formării constituenților proeutectoidici și obținerea structurilor bainito-martensitice, cu prezența dominantă a martensitei. Călirea în apă obligă (în cazul probelor cu secțiune mică) transformarea fără difuziune a austenitei și deci formarea doar a martensitei.

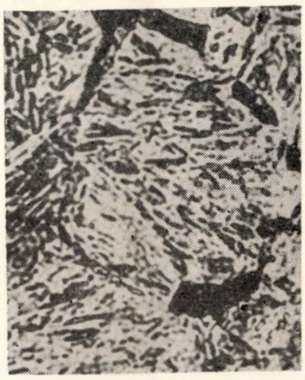


Fig. 14

Considerații asupra rezultatelor

După cum se știe, diagrama transformării izoterme a austenitei, pe lîngă reprezentarea grafică a domeniilor de stabilitate relativă a diferiților constituenți, permite formularea unor aprecieri asupra călibilității oțelului. Astfel, după [1], între perioada minimă de incubație și viteza critică corespunzătoare formării martensitei s-ar putea scrie relația simplă :

$$V_{crit} = \frac{A_1 - T_m}{1{,}5\, t_m},$$

în care :

A_1 este temperatura punctului critic de transformare a perlitei în austenită ;
T_m — temperatura corespunzătoare perioadei minime de incubație pe diagrama transformării izoterme a austenitei ;
t_m — perioada minimă de incubație.

Cu cît această viteză este mai mică, cu atît este mai mare adîncimea la care se obține o structură complet martensitică. Prin calcul se poate determina, cu aproximație, mărimea acestui parametru.

Pentru aprecierea călibilității oțelului după datele diagramei transformării austenitei la răcire continuă, se recurge, bineînțeles, la alte criterii.

Este posibilă calcularea vitezelor de răcire la o anumită temperatură sau într-un anumit interval de temperaturi, pe curbele de răcire tangente la liniile de separare a domeniilor diferiților constituenți în punctele situate la extremitatea stîngă a acestor domenii, și determinarea, în acest fel, a unor viteze critice. De asemenea, se poate recurge la determinarea timpilor necesari pentru răcirea după curbele menționate de la temperatura punctului critic Ac_3 pînă la o anumită temperatură, adică a unor timpi critici.

Cel de-al doilea criteriu este mai ușor de aplicat, fapt care a determinat folosirea lui într-o măsură mai mare.

După [2], ca temperatură inferioară a intervalului menționat se recomandă temperatura de 773°K (500°C), care a fost adoptată în numeroase lucrări.

De remarcat totuși că, dacă limita inferioară a intervalului a fost larg acceptată, drept limită superioară s-au considerat uneori și alte temperaturi decît cele corespunzătoare punctului Ac_3. Astfel, în [3], autorii au considerat, ca timp critic de formare a unui constituent, timpul necesar răcirii după curba caracteristică de la 1 023°K (800°C) la 773°K (500°C). Adoptarea unei asemenea temperaturi, arbitrare, nu poate duce la interpretarea datelor cu ajutorul unui criteriu obiectiv, așa cum se asigură aceasta în cazul cînd, ca temperatură superioară a intervalului, se ia temperatura punctului critic Ac_3.

Intervalul de timp necesar răcirii, după curbele menționate, de la Ac_3 la 773°K (500°C), este numit timp critic pentru formarea perlitei (k_p), a feritei (k_f), a bainitei (k_b) sau a martensitei (k_m).

Utilizîndu-se acest criteriu, compararea oțelurilor între ele, pe baza datelor diagramei transformării austenitei la răcire continuă, poate duce la selecționarea mai rațională a lor, din punct de vedere al utilizării în diverse situații.

De asemenea, criteriul considerat asigură interpretarea mai simplă (cantitativă) și totodată multilaterală a influenței diverșilor factori (conținutul de carbon și al elementelor de aliere, influența mărimii grăuntelui austenitic ereditar și a grăuntelui real ș.a.) asupra cineticii transformărilor structurale și, legat de aceasta, asupra călibilității oțelului.

În tabela 5 se dau valorile timpilor critici ai oțelurilor cercetate, corespunzătoare condițiilor concrete de austenitizare.

Tabela 5

Marca oțelului	k_p, s	k_f, s	k_b, s
1 Cr—0,5 Mo	2 485	71	6
OL 38	3,8	—	—
OL 60 K	2,3	3,0	0,5

În capitolul rezervat expunerii rezultatelor cercetărilor experimentale și în diagrama din figura 6 se arată că, în cazul oțelului OL 38, răcirea în apă nu este suficientă pentru frînarea formării feritei și a bainitei. Din această cauză, pentru oțelul OL 38 nu s-au putut calcula timpii critici k_f și k_b, fapt pentru care valorile acestora nu au fost indicate în tabela 5.

Influența unor elemente de aliere asupra cineticii formării diferiților constituenți microstructurali ai oțelului se poate aprecia cantitativ pe baza datelor obținute experimetal. Oțelul 1,0 Cr—0,5 Mo se caracterizează prin timpi critici (k_p, k_f și k_0) incomparabil mai mari decît ai oțelului OL 38, cu același conținut de carbon. Dintre aceștia, remarcabil este cel corespunzător formării perlitei (k_p pentru oțelul 1,0 Cr — 0,5 Mo este cu mai mult de 650 ori mai mare decît k_p pentru oțelul OL 38). Deci, cantitățile mici de crom și molibden produc întîrzierea sensibilă a descompunerii austenitei la perlită, la transformarea anizotermă, concluzie întărită și de observațiile asupra poziției curbelor izoaustenitice ale diagramei transformării izoterme pentru oțelul 1,0 Cr—0,5 Mo. Pentru formarea perlitei sînt necesare viteze relativ mici de răcire (mai mici de 0,15°C/s). Deci, evitarea formării acestui constituent în oțelul 1,0 Cr—0,5 Mo nu este dificilă.

Referitor la criteriul pentru formarea feritei (k_f) nu se poate face o comparație similară a valorilor respective, deoarece mediile de răcire utilizate nu au fost suficient de intense pentru frînarea formării acestei faze în oțelul OL 38.

Criteriul k_f pentru oțelul 1,0 Cr—0,5 Mo are o valoare cu mult redusă (de 35 ori mai mică) față de valoarea timpului critic k_p pentru același oțel. Mult mai mic este și timpul critic pentru formarea bainitei (k_b).

Deosebirile mari dintre timpul critic pentru formarea anizotermă a perlitei și timpii corespunzători formării în aceleași condiții a feritei și bainitei sînt caracteristice pentru oțelul 1,0 Cr—0,5 Mo, pentru oțelurile similare din clasa oțelurilor termostabile, precum și pentru cele cu călibilitate așa-zisă bainitică.

O gamă relativ largă de viteze de răcire asigură obținerea unor microstructuri formate din bainită și martensită (și probabil și ceva austenită reziduală), cu proporții variate ale acestor constituenți.

Mai mare este însă gama vitezelor care duc la formarea microstructurilor formate din ferită și bainită (și ceva martensită). Tocmai acești constituenți sînt preferați în legătură cu comportarea corespunzătoare a oțelului 1 Cr—0,5 Mo ca oțel termostabil [4], [5].

La compararea celor două oțeluri cu conținut redus de carbon (oțel 1,0 Cr — 0,5 Mo și OL 38) s-a neglijat considerarea influenței temperaturilor de austenitizare. Considerarea acestui factor — temperatură înaltă de austenitizare a oțelului OL 38 — nu ar fi modificat sensibil rezultatele comparației efectuate, dat fiind compoziția chimică a oțelului OL 38.

Austenitizarea însă, în aceleași condiții, a oțelurilor OL 38 și OL 60 K face posibilă compararea acestora în legătură cu transformarea austenitei la răcirea continuă. Mărirea conținutului de carbon (de la 0,17 la 0,42%) nu are consecințe mari asupra pozițiilor relative ale diagramelor transformării anizoterme a austenitei, însă, așa cum arată și valorile criteriilor k_f și k_b, datorită creșterii respective a conținutului de carbon, este posibilă frînarea proceselor de formare a feritei și bainitei și obținerea structurii martensitice.

Timpii critici determinați pentru oțelurile cercetate fac posibilă analizarea mai largă a acestora în raport cu oțelurile similare pentru care există deja date în literatura de specialitate [3]. În acest mod se poate, în general, îmbunătăți alegerea oțelurilor pentru anumite scopuri.

BIBLIOGRAFIE

[1] Guleaev A. P. *Tratamentul termic al oțelului.* București, Editura tehnică, 1962.

[2] Wever F., Rose A., Peter W., Strassburg W. și Rademacher L. Atlas zur Wärmebehandlung der Stähle, Düsseldorf, 1961.

[3] Taturo K. Nihon Kindzoku gakkaisi. J. Japan Inst. Metals. vol. 28, nr. 7, 1964, p. 413—420.

[4] Constantinescu A. și Lascu-Simion N. Studii și cercetări de metalurgie, vol. 10, nr. 2, 1965, p. 313—322.

[5] Constantinescu A., Rotenstein B. și Staicu L. *Modificări structurale în două oțeluri termostabile.* Cercetări metalurgice, vol. VIII, 1966 (în curs de publicare).

CZ 621.746.62.001.5

Studierea construcției pieselor turnate cu ajutorul unor materiale ușor fuzibile

Dr. ing. V. VULCU, ing. I. BRATU și ing. E. JAKAB
Institutul politehnic — Brașov

Pentru elaborarea tehnologiei de turnare este extrem de important a se stabili poziția și volumul retasurii — în condițiile în care acestea nu sînt determinate decît de forma constructivă a piesei, de mărimea și poziția maselotelor — sau a răcitorilor.

Pe baza acestor date se întocmește procesul tehnologic cel mai indicat pentru fiecare piesă în parte, sau se aduc îmbunătățiri acestuia după introducerea în fabricație.

Procedeele uzuale, prin care se studiază prezența retasurilor în piesele turnate — adică secționarea, controlul cu raze X etc. — au dezavantajul că sînt greoaie, nu dau indicații în ce măsură retasura s-a datorat însăși formei constructive a piesei și în ce măsură au intervenit alți factori.

Un procedeu mai sigur și ușor de aplicat în practică în acest scop este acela al folosirii unor materiale ușor fuzibile [1]—[5].

În lucrarea de față s-a încercat a se folosi acest procedeu pentru studierea procesului de solidificare, stabilirea poziției și configurației retasurii în piesele turnate. Pe baza datelor astfel obținute se poate trece la modificarea construcției pieselor turnate și la adoptarea unei tehnologii corespunzătoare care să permită obținerea de piese bune, lipsite de defecte și de goluri interioare ce duc întotdeauna la reducerea proprietăților mecanice și funcționale ale acestora.

Stabilirea configurației modelelor cu ajutorul cărora s-au efectuat încercările. Pentru a studia în condiții de laborator părți din piesă care creează dificultăţi la turnare s-au ales şase din cele mai reprezentative. Acestea sau combinaţii ale acestora sînt cel mai frecvent întîlnite în practica turnării. Bineînţeles că, pentru a putea fi studiate fără dificultăţi, acestea au fost extrase din piesă şi desfăşurate după exemplul arătat în figura 1, unde nodul termic există în corpul unui cilindru cu guler exterior şi interior (*a* — secţiune prin piesa turnată; *b* — nodul termic *A*, desfăşurat).

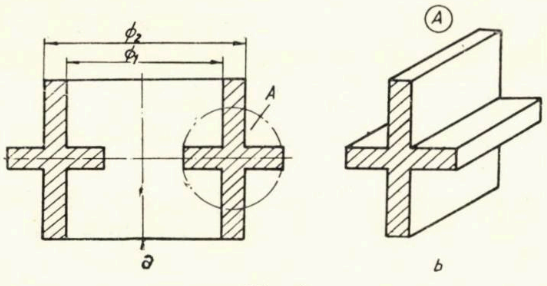


Fig. 1

Procesul tehnologic de turnare atît pentru piesele metalice, cît şi pentru cele din material uşor fuzibil, a fost identic, aşa după cum este arătat schematic în figura *2* (*a* — cutie de miez; *b* — forma pregătită pentru turnare; *c* — secţiune prin această formă). De menţionat că toate probele au fost turnate în miezuri uscate.

Configuraţia şi dimensiunile elementelor studiate (desfăşurate) sînt date în figura 3, unde se arată şi maselota corespunzătoare fiecărui element.

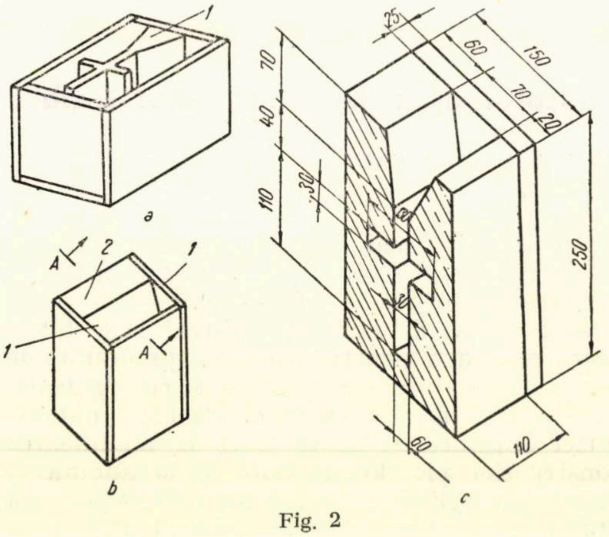


Fig. 2

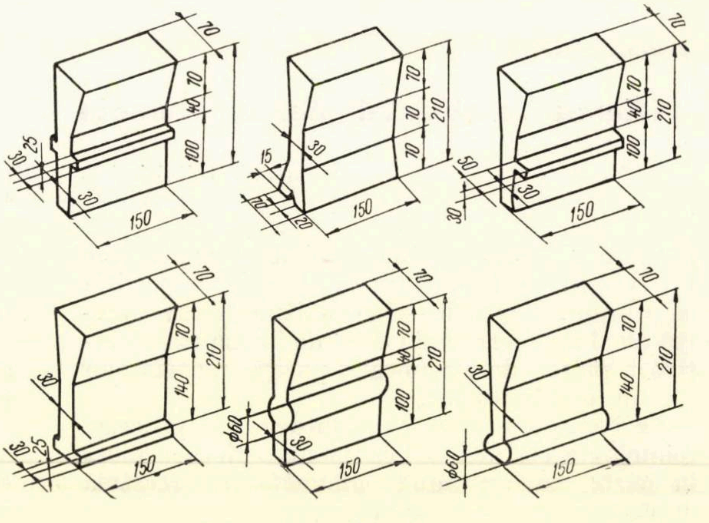


Fig. 3

Se observă la forma pregătită pentru turnare (fig. 2, *b*) că părţile laterale sînt închise cu două miezuri *1* sub formă de plăci lipite de miezul central *2*, pentru ca metalul sau amestecul uşor fuzibil să nu curgă în timpul umplerii. Materialul uşor fuzibil s-a turnat întotdeauna la o temperatură de minimum 58°C şi de maximum 60°C. Probele de oţel au fost turnate la temperatura de 1 450°C (temperatură măsurată cu pirometrul optic fără corecţie). Condiţiile care se impun materialului uşor fuzibil folosit pentru scopul arătat sînt: să aibă un punct de fuziune scăzut; să aibă un coeficient de contracţie cît mai apropiat de cel al oţelului (sau al metalului ce se are în vedere în cadrul studiului); după solidificare să fie suficient de rezistent pentru ca să nu se deformeze, dar totuşi să permită o secţionare simplă şi rapidă în timpul studiului; la solidificare volumul, configuraţia şi poziţia retasurii să fie cît mai apropiate de cazul turnării oţelului (sau a aliajului ce se are în vedere); eventual la solidificare să prezinte o reţea cristalină şi nu amorfă etc.

În acest scop au fost încercate o serie de materiale uşor fuzibile sau combinaţii ale acestora, de exemplu: diverse combinaţii între parafină şi stearină, parafină curată, stearină curată etc. În final s-a ajuns la concluzia că un material care satisface în măsura cea mai mare condiţiile amintite anterior este stearina curată sau cu un adaos de circa 5% parafină. Adaosul de 5% parafină a dus la obţinerea unor probe cu retasura concentrată, plasată în axa termică a probei. Pentru a ilustra această alegere, în figurile ce urmează se dau fotografiile unor secţiuni prin probele turnate din diverse compoziţii uşor fuzibile, în comparaţie cu o probă turnată din oţel.

În figura 4, *a* este dată secţiunea printr-o probă turnată din oţel carbon, la care se poate observa prezenţa unei retasuri concentrate, închisă atît în nodul termic, cît şi în partea superioară a maselotei.

În figura 4, *b* este dată secţiunea unei probe turnate din parafină; se observă pe lîngă retasura din partea superioară a maselotei şi retasura plasată la exteriorul nodului termic al probei, la vîrful unghiului cald.

În figura 4, *c* se dă secțiunea printr-o probă turnată din amestec ușor fuzibil de 50% stearină și 50% parafină. Retasura este plasată în exteriorul nodului termic; în acest caz se remarcă și o reducere a dimensiunilor exterioare care se datorește tot contracției.

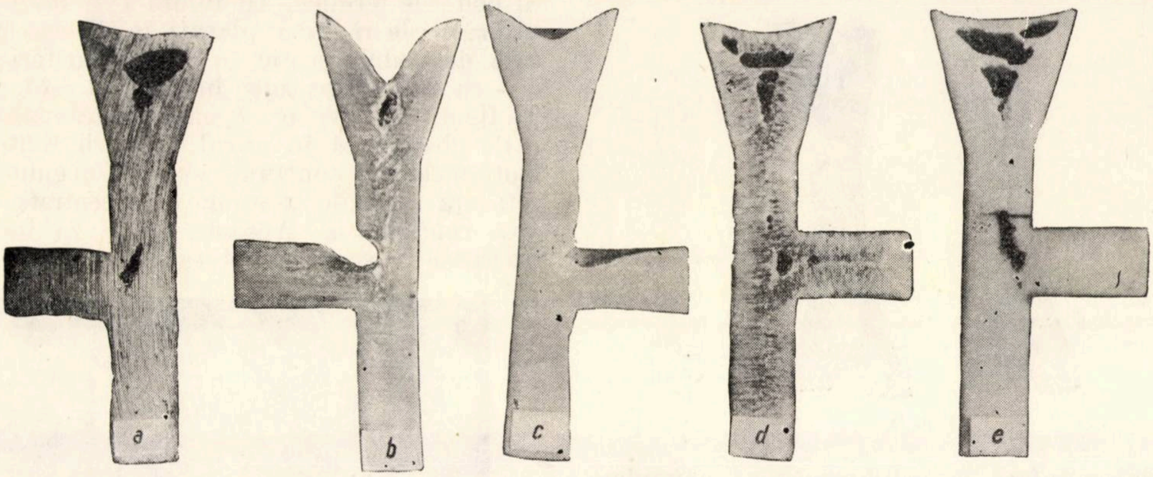
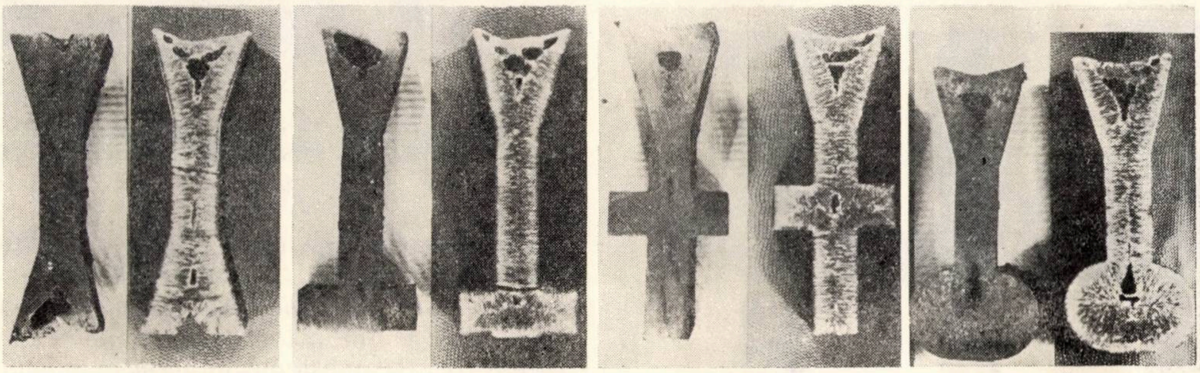


Fig. 4

În figura 4, *d* se dă secțiunea unei probe turnate din stearină curată; retasura se apropie foarte mult de cea din figura 4, *a*, dar apare ca o retasură dispersată.

În figura 4, *e* se prezintă secțiunea probei turnate dintr-un amestec de 95% stearină și 5% parafină. Se constată, în acest caz, că retasura atît ca poziție, cît și ca mărime și configurație se apropie foarte mult de cea din figura 4, *a*. Mai mult, volumul retasurii probei din figura 4, *e* este ceva mai mare decît al probei din figura 4, *a*, acesta constituind un coeficient de siguranță în aprecierea volumului retasurii la întocmirea procesului tehnologic de turnare.



a *b* *c* *d*

Fig. 5

Pentru a analiza comparativ configurația, poziția și dimensiunile retasurii pentru cîteva elemente desfășurate (din fig. 2), turnate din oțel și din amestec ușor fuzibil (95% stearină + 5% parafină) în figurile 5, *a*, *b*, *c* și *d* sînt expuse fotografiile acestor probe (probele din oțel se găsesc în stînga).

Din figura 4, *e* și figura 5 rezultă că probele turnate din oțel și din material ușor fuzibil au atît poziția, cît și dimensiunile retasurii foarte apropiate. Se poate afirma că, pentru studiul solidificării pieselor turnate, poate fi utilizat cu succes și un material ușor fuzibil, compus din 95% stearină și 5% parafină.

Stabilirea curbelor izoterme, izosolidus cu ajutorul probelor de golire, folosind amestec ușor fuzibil. În practică se obișnuiește ca pentru stabilirea constantei de solidificare, respectiv a grosimii stratului de metal solidificat, să se utilizeze fie calculul teoretic, fie probele de golire. Aceste probe, în cazul cînd sînt turnate din metal, pot indica numai grosimea primului strat de metal solidificat pentru o perioadă dată de menținere a metalului în formă. Ele nu permit urmărirea în continuare a configurației și grosimii următoarelor straturi, ceea ce ar permite să se obțină date importante privind modificările ce trebuie aduse nodului termic, respectiv construcției piesei turnate.

Pentru a urmări straturile izoterme, izosolidus, în cazul solidificării pieselor turnate, poate fi utilizată aceeași metodă de turnare a probelor din materiale ușor fuzibile. De data aceasta însă pentru turnare se folosește materialul ușor fuzibil în două culori, primul de culoare naturală, iar cel de-al doilea, colorat cu vopsea obişnuită (Gallus). Aceasta pentru a urmări cu uşurinţă straturile alternative, suprapuse prin turnare.

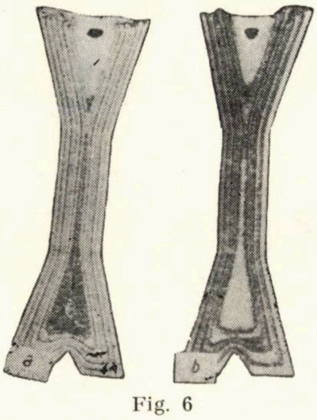


Fig. 6

Turnarea se face în modul următor : se umple forma cu material uşor fuzibil, de culoare albă, la un interval bine stabilit (2, 3, 4, 5 min), se goleşte forma de materialul ce nu s-a solidificat în acest timp. Se aşteaptă 10—15 min pentru răcire, se umple forma din nou, dar de data aceasta cu material colorat, care la intervalul de timp stabilit anterior se goleşte din formă. Se repetă aceste operaţii pînă ce forma s-a umplut complet cu straturi succesive, turnate şi solidificate (straturile albe alternînd cu straturile colorate). După dezbaterea şi secţionarea probei se poate obţine o imagine clară a procesului solidificării, a poziţiei retasurii în nodul termic şi a efectului pe care-l pot avea maselota, răcitorii sau modificarea construcţiei, asupra poziţiei şi a configuraţiei retasurii. Pentru a ilustra cele de mai sus, în figura 6 se dau fotografiile secţiunilor a două din modelele prezentate în figura 2 (turnate în aceleaşi condiţii cu modelele din figurile 3, 4 şi 5), cu deosebirea că materialul uşor fuzibil a fost de două culori.

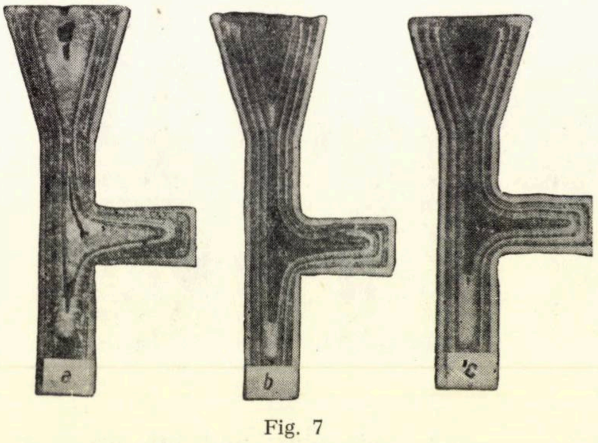


Fig. 7

De notat că pentru proba din figura 6, *a* intervalul de timp de la turnare pînă la golire a fost de 5 min, iar pentru proba din figura 6, *b*, numai de 3 min.

În acelaşi mod poate fi studiată influenţa răcitorilor asupra vitezei de răcire a metalului în nodurile termice. În figura 7 se arată cazul utilizării de răcitori plasaţi în diverse poziţii faţă de nodul termic (*a* — fără răcitori; *b* şi *c* — cu răcitori aşezaţi în unghiul cald, notat pe figură cu cîte o săgeată indicatoare).

Se observă că în cazul utilizării răcitorilor, izotermele sînt continue chiar în unghiul cald, retasura fiind de asemenea concentrată şi de altă configuraţie. Aceasta poate da indicaţii preţioase în ceea ce priveşte necesitatea utilizării răcitorilor, poziţia lor corectă, pentru a combate fie retasura, fie crăpăturile la cald etc.

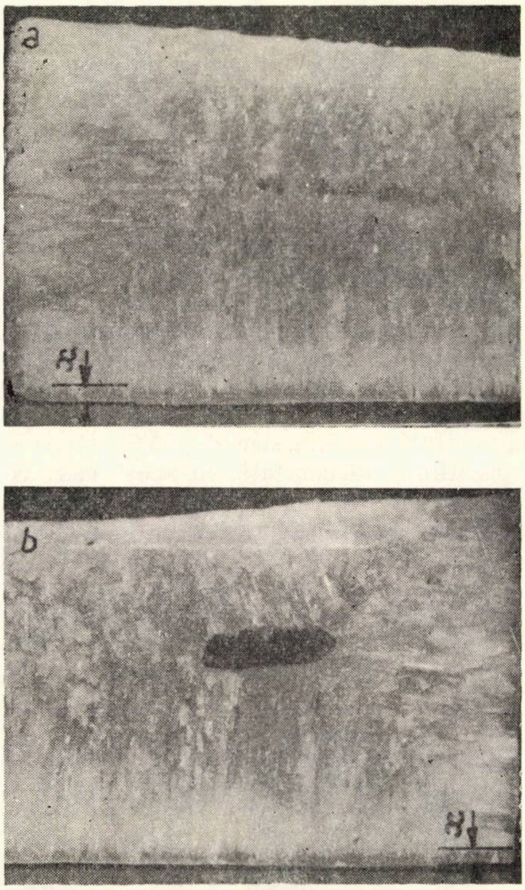


Fig. 8

Materialele uşor fuzibile cu compoziţie stabilită dau posibilitatea studierii influenţei pe care o are atît amestecul de formare în general, cît şi unele adaosuri, în special, asupra procesului de solidificare. Pentru exemplificare, în figura 8 se prezintă o secţiune a unei probe turnate din 95% stearină şi 5% parafină, în forme crude executate din amestecuri de formare diferite : proba din figura 8, *a* s-a turnat în amestec cu conţinut de 1% şlam de fier, iar cea din figura 8, *b*, în amestec ce nu a conţinut acest adaos.

Se observă din figura 8 o creştere a zonei de cristale mărunte x, ceea ce indică o viteză de răcire mai mare în cazul a, comparativ cu cazul b. De asemenea, este scos în evidenţă efectul pe care îl are adaosul de şlam de fier din amestec asupra mărimii şi configuraţiei retasurii [10]: în cazul b, se constată o retasură mare şi concentrată, iar în cazul a, retasură redusă ca volum şi dispersată. Şlamul de fier acţionează în acest caz în amestecul de formare ca răcitor, datorită procentului ridicat de fier pe care-l conţine (60–70%).

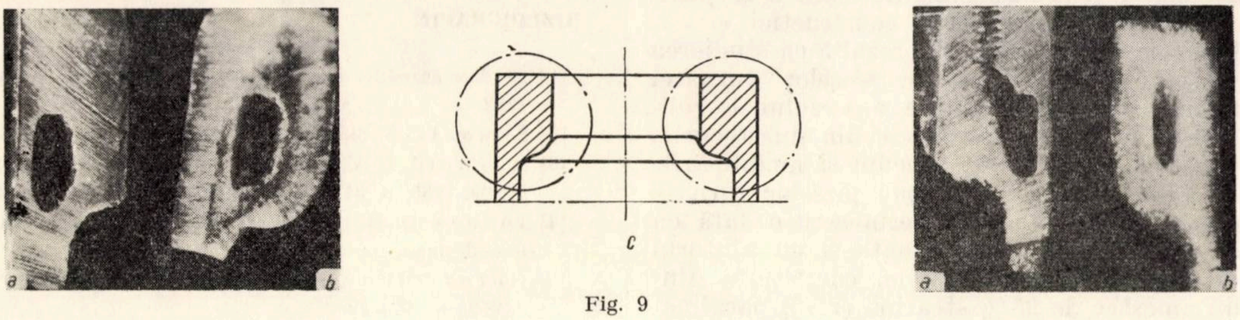


Fig. 9

Cu ajutorul modelelor turnate din materiale uşor fuzibile se poate studia de asemenea procesul de solidificare şi influenţa asupra acestuia a construcţiei pieselor turnate în forme de nisip, în mărime naturală.

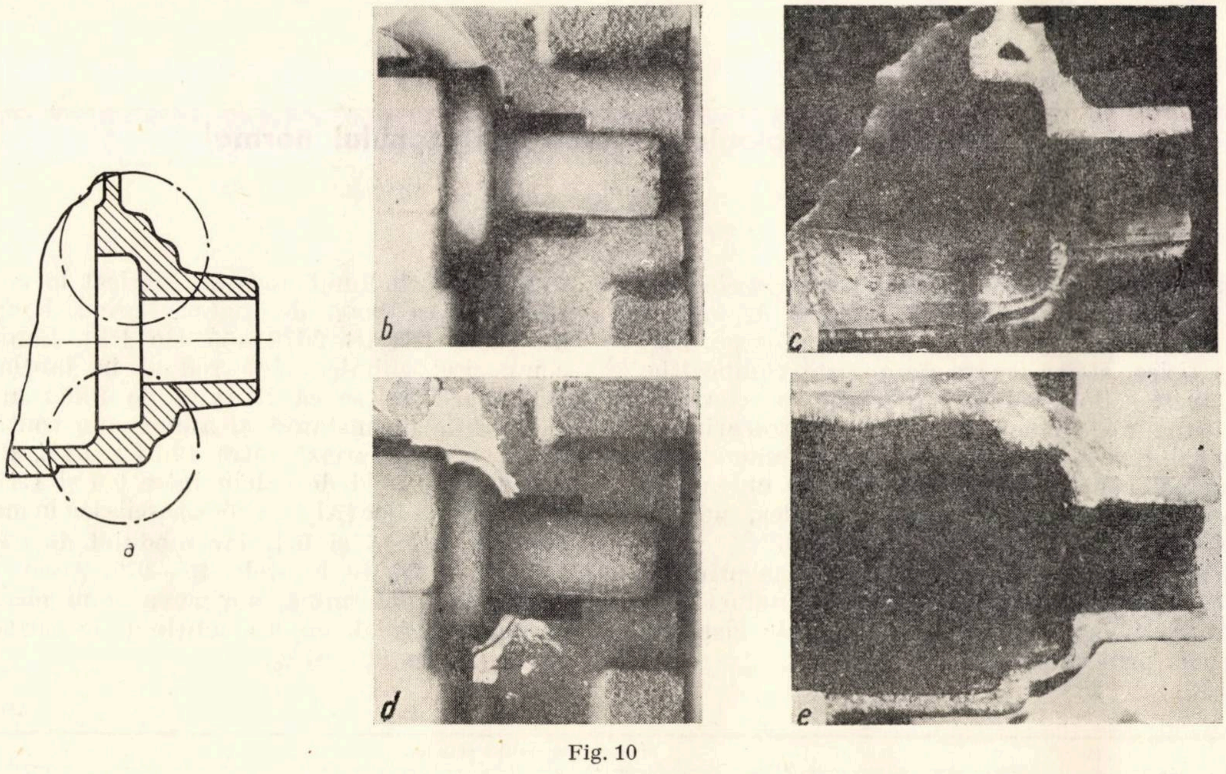


Fig. 10

În acest scop, s-a ales un număr de piese turnate din oţel care se pretau la un studiu în ceea ce priveşte modificarea construcţiei acestora, fără a le reduce proprietăţile mecanice şi funcţionale. Din acestea se va expune sumar numai un caz şi anume caseta de direcţie care în mod obişnuit se toarnă în miezuri.

Pentru studii s-a respectat aceeaşi tehnologie ca şi în cazul turnării din oţel, cu singura deosebire că în locul metalului s-a turnat material uşor fuzibil. După solidificare, dezbaterea s-a făcut prin introducerea formei în apă, urmărindu-se prin aceasta dezintegrarea şi afinarea formei şi a miezului, iar piesa din material uşor fuzibil să rămînă intactă.

Secţionînd piesele (din oţel şi material uşor fuzibil) şi comparînd secţiunea prin piesa turnată din oţel cu secţiunea prin cea din material uşor fuzibil, se constată că ambele prezintă în aceste puncte retasuri concentrate, de forma celor din figura 9 (a — piesa din oţel; b — proba din material uşor fuzibil; c — schiţa piesei secţionate prin nodurile termice). Făcînd unele modificări constructive în alte noduri termice ale piesei care să nu reducă proprietăţile mecanice sau de montaj, s-a obţinut eliminarea totală a retasurii din aceste noduri termice (fig. 10, *e*).

Astfel, în figura 10 se dă schiţa piesei secţionate prin nodurile termice *a*, semiforma inferioară *b* şi piesa turnată înainte de modificarea construcţiei *c*, semiforma inferioară *d* şi piesa turnată după modificarea construcţiei *e*.

Din cele expuse pînă aici rezultă că studierea procesului de solidificare a pieselor turnate, a acţiunii răcitorilor asupra procesului de solidificare şi a diverselor adaosuri din amestecurile de formare şi de miez, precum şi modificările ce trebuie aduse construcţiei pieselor turnate pentru a reduce nodurile termice şi o dată cu ele retasurile, pot fi efectuate şi cu ajutorul unor materiale uşor fuzibile, constituite dintr-un amestec de 95% stearină şi 5% parafină.

Materialul uşor fuzibil poate fi recuperat şi utilizat la mai multe încercări, fapt ce nu ridică probleme în aprovizionarea cu materiale şi nu influenţează în mod deosebit preţul de cost al produselor.

Rezultatele imediate ale studiului de faţă pot fi aplicate în toate cazurile de punere la punct a unor tehnologii noi, precum şi în îmbunătăţirea proceselor tehnologice la turnarea unor piese importante şi de răspundere în exploatare.

BIBLIOGRAFIE

[1] 29 Mezinarodni Slévárenstvi siez. Detroit—Květen, 1962.

[2] Šimonik S. Slévárenstvi, nr. 7, 1962, p. 245—249.

[3] Reynold I. A. şi Preece A. Foundry Trade J. nr. 99, 1955, p. 31—38 şi nr. 101, 1956, p. 199—200.

[4] Ioanes D. B. şi Middleton I. M. British Foundryman, nr. 1, 1958, p. 36—46.

[5] Kotovscikov A. A. Liteinoe proizvodstvo, nr. 5, 1959, p. 38—39.

[6] Přibýl I. *Teorie Slévárenstvi*, E.S.V.Š.B., Ostrava, 1961.

[7] Slévárenstvi, nr. 3, 1961, p. 86.

[8] Jiramek K. Slévárenstvi, nr. 7, 1964, p. 272—275.

[9] Vykličky Z. Slévárenstvi, nr. 3, 1962, p. 94—96.

[10] Vulcu V., Moraru S. şi Ghia R. Metalurgia, nr. 10, 1965, p. 520—524.

CZ 669.712.3 : 661.862.621

Studiul mineralogic al electrocorindonului normal

ANA ŞERDEAN
Intreprinderea „Carbochim" — Cluj

Lucrarea de faţă are ca scop studierea electrocorindonului normal din punct de vedere al compoziţiei mineralogice şi al unor proprietăţi fizice, strîns legate de această compoziţie. În acest scop s-a luat, ca punct de referinţă, un număr de cinci blocuri de electrocorindon normal, care s-au analizat chimic şi mineralogic. Concluziile în general se bazează pe un număr mare de analize, din care s-a ales, pentru această lucrare, un număr limitat.

Electrocorindonul normal se obţine prin topirea bauxitei în amestec cu un reductor — antracit sau cocs — în cuptoarele electrice cu arc, prin procedeul „în bloc".

Electrocorindonul normal, fabricat la noi în ţară, are ca sursă de materie primă bauxita de Bihor (STAS 2678—55 tip FF). Limitele compoziţei chimice sînt redate în tabela 1. Din tabelă reiese că bauxita de Bihor are o compoziţie inconstantă şi anume, un conţinut în Al_2O_3 care variază între 49,54 şi 64% şi un conţinut de oxid de calciu între 0,6 şi 1,42%. Modulul de silice ($Al_2O_3 : SiO_2$) oscilează în medie între limitele 5 şi 9,4, iar modulul de calciu (Al_2O_3 : CaO), în limitele 45—140. Aceste caracteristici determină obţinerea unui electrocorindon normal, cu un conţinut de corindon în medie de 89—91%.

Tabela 1

Materia primă	Limitele compoziţiei chimice, %							
	P. C.	SiO_3	Fe_2O_3	Al_2O_3	TiO_2	CaO	MgO	F. M.
Bauxită	5,90—15,38	5,25—12,74	15,66—21,13	49,54—64	1,88—3,51	0,60—1,42	0,17—0,82	—
Şarjă veche	2,53—10,77	4,96—7,51	8,09—12,66	25,88—48,96	1,00—2,14	0,44—1,41	0,10—0,39	27,87 —50
Zgură	0,00—1,80	1,90—3,68	3,17—5,65	17,81—53,10	2,33—3,35	0,55—0,73	0,17—0,59	36,75 —68,88
Pulberi	0,00—0,18	2,04—2,84	2,38—2,76	66,01—76,41	4,42—5,72	1,93—2,59	0,32—0,79	12,43 —20,68

Literatura de specialitate [1], [2] arată că pentru obţinerea unui electrocorindon normal de calitate superioară, adică cu un conţinut de corindon de 93–95%, materia primă (bauxita) trebuie să aibă un conţinut de oxid de calciu de max. 0,3%, în care caz topitura va conţine 0,5–0,6% CaO.

Ca materie primă pentru obţinerea electrocorindonului normal, din considerente tehnicoeconomice, alături de bauxită pot fi întrebuinţate materiale neintrate în reacţie, sau parţial reduse de la şarjele anterioare (şarjă veche, zgură, pulberi) (tabela 1). În acest caz randamentul în componentul principal — corindonul — este scăzut (tabela 3 bloc 4–5), obţinîndu-se un electrocorindon de calitatea a II-a şi a III-a, care se poate utiliza la şlefuiri libere, sau ca adaos la produsele refractare cu un conţinut bogat în Al_2O_3.

Calitatea abrazivilor sintetici se stabileşte pe baza analizelor chimice, mineralogice, granulometrice şi pe baza rezistenţei mecanice. Lucrarea de faţă se ocupă de analizarea sub aspect mineralogic a electrocorindonului normal, indicînd şi metodele de analiză adecvate abrazivilor. Dintre metodele de analiză mineralogică, analiza microscopică este cea mai rapidă şi cea mai indicată.

Cea mai indicată în studiul abrazivilor este analiza microscopică în lumină reflectată, ea fiind cea mai rapidă (obţinerea unei secţiuni în cca. 4 ore faţă de 3 zile).

Electrocorindonul normal se obţine prin procedul „în bloc". Topirea în bloc are ca urmare rafinarea neegală a topiturii de alumină; datorită acestui fapt, electrocorindonul este neomogen atît ca compoziţie, cît şi ca structură, lucru ce se observă la spargerea blocului. În blocul de electrocorindon normal se disting următoarele porţiuni care se deosebesc prin aspectul exterior, structură şi compoziţie mineralogică: aşa-numita căciulă (partea de sus), subcăciula, mijlocul, partea laterală şi partea de jos.

Prin cercetările microscopice (completate cu analize chimice, roentgenostructurale, determinarea de microduritate), în secţiuni lustruite şi transparente ale electrocorindonului normal, a fost stabilită prezenţa în el a două faze distincte:

— minerale transparente: corindonul (Al_2O_3); hexaaluminatul de calciu ($CaO \cdot 6Al_2O_3$); anortitul $CaO \cdot Al_2O_3 \cdot 2SiO_2$); sticlă de compoziţie anortitică;

— minerale opace în lumină transmisă: feroaliaje şi minerale cu conţinut de titan: Ti_2O_3, TiC, NTi.

Corindonul (α Al_2O_3) cristalizează în sistemul trigonal, are greutatea specifică de 3,9–4, duritatea după scara Mohs, de 9, şi microduritatea de 2 050–2 300 kgf/mm^2.

În partea centrală a blocului, corindonul cristalizează sub formă de cristale romboedrice gros — tabulare, fisurate (fig. 1). Spre periferia blocului, cristalele de corindon au formă prelungit tabulară. În părţile superioare, cristalele de corindon au dimensiuni mici şi sînt de formă scheletică, dendritică (fig. 2). În secţiuni transparente, cristalele de corindon sînt incolore sau uneori colorate în roz deschis. Luciul cristalelor este sticlos.

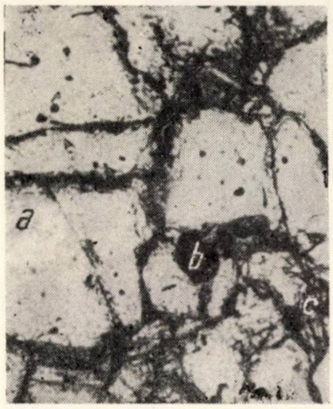


Fig. 1

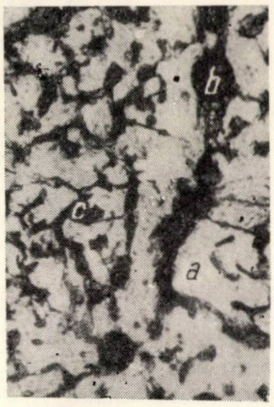


Fig. 2

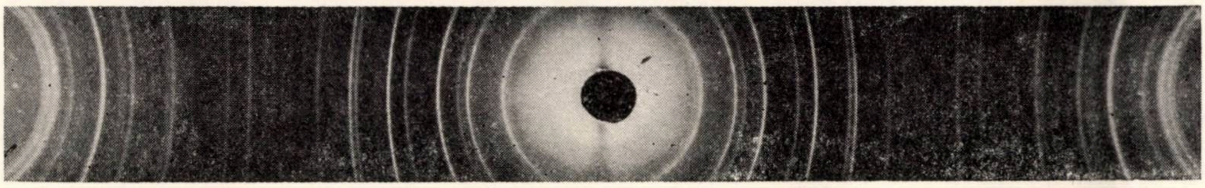


Fig. 3

Indicele de refracţie $N_0 = 1,768$, $N_e = 1,760$, $N_0 - N_e = 0,008$.

În lumină reflectată secţiunile se prezintă sub formă de tăbliţe groase, cristale romboedrice şi granule de culoare cenuşie, cu suprafaţa netedă, capacitatea de reflexie moderată şi conturul pregnant. Roentgenograma corindonului sintetic este dată în figura 3.

Hexaaluminatul de calciu ($CaO \cdot 6Al_2O_3$) cristalizează în sistemul hexagonal, sub formă de plăci bazale subţiri, adesea adunate în pachete (fig. 4). Plăcile de hexaaluminat de calciu de obicei sînt colorate în albastru închis sau verde, datorită dizolvării în ele a Ti_2O_3. Prezintă pleocroism pronunţat, au greutatea specifică 3,6 şi microduritatea 1 590–1 850 kgf/mm^2.

Indicii de refracţie oscilează în funcţie de cantitatea de T_2O_3 dizolvat, astfel: N_0=1,757–1,790,

$N_e = 1{,}750-1{,}780$. În secțiuni lustruite hexaaluminatul de calciu este reprezentat prin secțiuni alungite de culoare cenușie, cu o nuanță slab violetă și putere de reflexie moderată. Are un relief mai puțin pronunțat decît al corindonului.

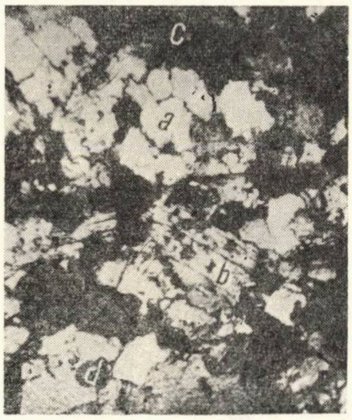


Fig. 4

Roentgenograma hexaaluminatului de calciu este dată în figura 5.

Anortitul ($CaO \cdot Al_2O_3 \cdot 2SiO_2$) cristalizează în sistemul triclin, are greutatea specifică de 2,76, microduritatea de 824 kgf/mm². Se observă sub forma unor lame prelungite incolore, adesea adunate în macle polisintetice (fig. 6). Indicii de refracție au valorile : $N_0 = 1{,}588$, $N_e = 1{,}575$, $N_0 - N_e = 0{,}013$.

În lumină reflectată se observă secțiuni alungite dreptunghiulare, de culoare cenușie închis, capacitate de reflexie slabă, relief șters.

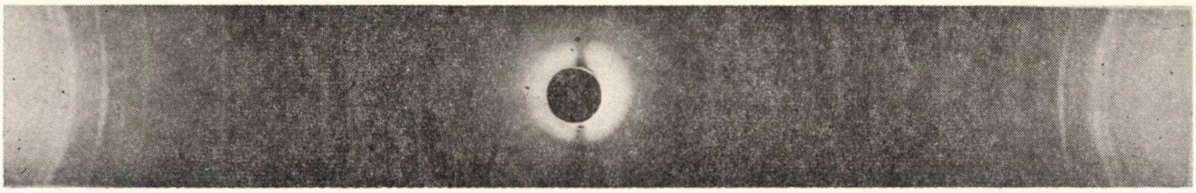


Fig. 5

În blocurile de electrocorindon normal se întîlnește și sticlă de compoziție anortitică, avînd greutatea specifică de 2,2—2,7 și microduritatea de 542—820 kgf/mm². Este incoloră sau uneori colorată în cenușiu-roșietic de către oxizii de fier și titan. Se găsește dispusă între cristalele de corindon sau uneori, mai ales în părțile centrale ale blocului, sub formă de incluziuni în cristalele de corindon. Indicii de refracție la sticlă sînt $N = 1{,}545$, 1,575, deci apropiați de cei ai sticlei cu compoziție de anortit.

Trioxidul de titan (Ti_2O_3) cristalizează în sistemul trigonal și are greutatea specifică de 4,48. Se observă de obicei sub formă de dendrite compuse din romboedri scheletici negri, în lumină transmisă, și roz, în lumină reflectată. Are relief mai puțin pronunțat. În secțiunile subțiri sînt foarte clare formațiile dendritice de Ti_2O_3 distribuite în părțile de anortit și sticlă de compoziție anortitică.

Azotura de titan (NTi) cristalizează în sistemul cubic, are greutatea specifică de 5,1 și microduritatea de 2 600 kgf/mm². Se observă în corindon sub formă de agregate lamelare negre în lumină transmisă și galben-aurii, în lumină reflectată, umplînd golurile dintre cristalele de corindon sau găsindu-se pe suprafața picăturilor de feroaliaj. Se găsește în special în zonele de căciulă și subcăciulă ale blocului de electrocorindon. În lumină reflectată are capacitatea de reflexie și relieful ridicate.

Carbura de titan (CTi) cristalizează în sistemul cubic .Se observă de obicei în părțile de sus ale blocului, sub formă de granule sau cristale cubice, disiminate în cristalele de corindon sau dispuse pe picăturile de feroaliaj. În lumină reflectată are culoarea albă, capacitatea de reflexie ridicată, relief mai pronunțat decît al corindonului.

În blocurile de electrocorindon normal feroaliajul se depune la vatra cuptorului sau o bună parte rămîne sub formă de incluziuni fine (sub 1 mm) sau sub formă de aglomerări (fig. 7) care nu s-au putut separa fie din cauza viscozității topiturii, fie din cauza răcirilor accidentale (ruperea electrozilor). Compoziția chimică a feroaliajului este variabilă, conținutul de fier este ridicat, fiind cuprins între 75 și 87%.

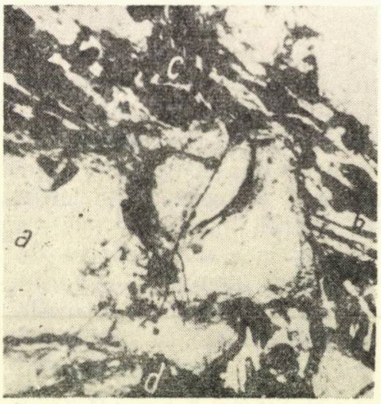


Fig. 6

Prezența titanului și aluminiului în feroaliaj indică o reducerea avansată a șarjei ; datorită acestui fapt componenții titanului în majoritatea cazurilor în blocurile de electrocorindon normal de producţie indigenă se vor găsi sub formă de TiC, TiN, TiO.

Conţinutul ridicat de fier determină uşoara lui îndepărtare prin trecerea printr-un cîmp magnetic de intensitate adecvată. Fazele principale care intră în compoziţia feroaliajului sînt siliciurile de fier, soluţiile solide de siliciu în fier α cu incluziuni de carbură de titan.

Tabela 2

Nr. blocului	Proba din:	Compoziţie chimică, %							
		SiO_2	Fe_2O_3	Al_2O_3	TiO_2	CaO	MgO	Total	Fracţie magnetică
1	C	0,39	2,05	94,75	1,31	0,93	0,59	99,97	1,08
	Sc	0,08	0,94	97,75	0,70	0,30	0,21	99,98	8,16
	M	2,64	2,46	91,35	2,71	0,52	0,32	100,00	8,08
	L	0,40	1,26	96,18	1,00	0,73	0,43	100,00	3,68
	F	0,40	1,71	85,00	1,80	0,67	0,22	99,80	9,52
2	C	0,83	1,06	94,43	2,65	0,46	0,55	99,98	0,92
	Sc	0,26	0,79	96,26	1,62	0,62	0,42	99,97	11,32
	M	0,61	0,88	95,15	2,29	0,46	0,55	99,94	30,12
	L	1,23	0,79	93,95	2,90	0,46	0,62	99,95	21,36
	F	0,61	0,79	93,70	3,67	0,62	0,55	99,94	29,68
3	C	0,39	0,53	95,90	1,90	0,62	0,55	99,98	1,44
	Sc	0,00	0,97	95,95	2,21	0,62	0,22	99,97	10,00
	M	0,05	0,84	95,58	2,30	0,77	0,44	99,98	16,00
	L	0,21	0,88	95,45	2,08	0,46	0,88	99,96	16,40
	F	0,14	0,70	95,73	2,41	0,77	0,22	99,97	18,20
4	C	2,84	1,01	89,33	3,00	1,19	2,31	99,68	2,80
	Sc	3,79	4,04	72,20	20,10	0,30	0,21	100,64	9,66
	M	3,19	1,78	88,08	5,02	1,36	0,75	100,18	16,44
	L	3,19	1,44	87,47	5,32	1,51	0,41	100,34	28,00
	F	3,16	2,10	86,33	6,42	1,18	0,64	99,83	21,88
5	C	1,38	1,40	89,81	5,01	2,17	0,64	100,40	1,60
	Sc	1,69	1,27	87,67	6,42	2,65	0,21	100,11	10,48
	M	2,05	1,36	85,79	7,28	2,88	0,64	100,00	2,88
	L	1,97	1,27	86,65	6,82	2,81	0,33	99,85	3,48
	F	2,25	1,27	85,31	7,73	2,73	0,64	99,93	2,40

Observaţii: C – căciulă; Sc – subcăciulă; M – mijloc; L – lateral; F – partea de jos.

Electrocorindonul normal luat în considerare ca produs tehnic se caracterizează prin compoziţia sa chimică şi mineralogică (tabelele 2 şi 3), precum şi prin cîteva proprietăţi fizice (rezistenţa mecanică a granulei, greutatea volumetrică, dilatarea termică etc.), făcînd obiectul altor studii. Nu se va insista asupra acestor proprietăţi, ci se va analiza numai dependenţa compoziţiei mineralogice de compoziţia chimică a materiei prime (tabela 4), a rezistenţei mecanice de compoziţie mineralogică şi de gradul de agregare a granulei abrazive.

Din analiza rezultatelor din tabelele 2 şi 3 se constată o variaţie a conţinutului de corindon şi de impurităţi ce însoţesc corindonul (minerale) pe cele cinci zone ale blocului de electrocorindon normal. Particularităţile diferite ale zonelor din blocul de electrocorindon normal apar în urma particularităţilor pe care le prezintă metoda de topire (procedeul în bloc) şi în funcţie de conţinutul de Al_2O_3, SiO_2, CaO, din materia primă.

Un conţinut ridicat de Al_2O_3 la începutul topirii determină o zonalitate mai puţin pronunţată a blocului de electrocorindon normal, deci se observă o diferenţă mai mică între conţinutul de Al_2O_3 dintre zonele periferice şi cele centrale ale blocului (tabelele 2 şi 3, blocurile 2 şi 3).

Oxidul de calciu pe porţiuni de bloc este mai mult sau mai puţin uniform, după cum reiese din tabela 2.

Diferenţa observată între compoziţiile mineralogice pe porţiuni de bloc se datoreşte prezenţei SiO_2. O dată cu micşorarea conţinutului de SiO_2 se micşorează şi conţinutul de sticlă (de compoziţie anortitică) şi creşte cantitatea de hexaaluminat de calciu (tabela 3, blocul 3).

Oxidul de calciu în blocurile de electrocorindon normal se găseşte legat sub formă de hexaaluminat de calciu şi sticlă de compoziţie anortitică. Prezenţa CaO în aceste două forme mineralogice depinde de raportul $SiO_2 : CaO$ din topitura redusă. În cazurile în care acest raport are valori mai mici de 1,7, se formează de preferinţă hexaaluminat de calciu (de exemplu, blocul 5 din tabela 3, unde raportul SiO_2 : CaO este sub 1). În schimb pentru o cantitate de SiO_2 corespunzătoare raportului $SiO_2 : CaO$

mai mare de 1,7—3,2 se formează sticlă (bloc 4, tabela 3). Totuşi, obţinerea sticlei în cantitate mare nu este de dorit deoarece în acest caz creşte numărul de granule agregate (bloc 4), fapt ce influenţează negativ la arderea pietrelor de electrocorindon normal pe bază de liant ceramic.

Tabela 3

Nr. blocului	Porţiunea din bloc	Compoziţia mineralogică, % greutate						Agregate, %	Rezistenţa mecanică, %
		Corindon	Hexaaluminat de calciu	Sticlă	Feroaliaj	Combinaţii de titan	Total		
1	C	88,94	8,00	1,07	0,43	1,56	100,00	30,00	55,00
	Sc	94,29	3,13	1,05	1,08	0,45	100,00	29,00	37,00
	M	91,03	4,70	1,53	1,31	1,43	100,00	27,00	53,00
	L	92,66	4,68	1,35	0,47	1,14	100,00	25,00	52,00
	F	90,41	3,71	1,03	2,96	1,99	100,00	30,00	58,00
2	C	92,98	2,08	1,43	0,42	3,08	100,00	21,00	55,00
	Sc	94,55	3,27	0,51	0,36	1,31	100,00	19,00	50,30
	M	91,74	4,51	0,35	0,96	2,44	100,00	18,00	58,00
	L	92,86	2,90	0,65	0,96	2,62	100,00	19,00	53,73
	F	90,82	4,71	0,66	0,75	3,06	100,00	25,00	60,13
3	C	89,16	7,28	0,96	0,44	2,16	100,00	26,00	54,20
	Sc	89,71	7,12	0,06	1,13	1,90	100,00	15,00	57,10
	M	89,93	6,76	0,21	1,11	2,09	100,00	20,00	55,20
	L	92,41	4,62	0,18	0,87	1,92	100,00	23,00	51,80
	F	88,70	7,45	0,57	0,86	2,42	100,00	25,00	61,60
4	C	88,75	2,00	5,07	1,08	3,10	100,00	40,00	59,60
	Sc	75,84	2,30	4,90	0,91	16,05	100,00	44,00	46,40
	M	84,44	4,34	5,00	1,22	5,00	100,00	41,00	48,00
	L	83,44	5,53	6,12	0,80	5,11	100,00	37,00	61,60
	F	84,52	1,20	6,34	1,70	6,24	100,00	33,00	55,00
5	C	78,51	12,28	3,95	0,86	4,39	100,00	39,00	50,20
	Sc	73,98	13,72	4,80	2,75	4,75	100,00	31,00	43,20
	M	74,89	13,60	5,10	1,10	5,31	100,00	44,00	38,20
	L	72,78	16,00	4,68	1,67	4,87	100,00	43,00	35,20
	F	76,10	10,00	6,12	1,41	6,37	100,00	34,00	40,00

Observaţii: La calculul compoziţiei mineralogice, în % greutate, s-au luat în considerare următoarele greutăţi specifice: corindon — 4; hexaaluminat de calciu — 3, 6; sticlă — 2,7; feroaliaj — 6; combinaţii de titan — 4,5.

Conţinutul de TiO_2 nu variază în limite mari pe porţiuni de bloc. Titanul se găseşte sub formă de Ti_2O_3, NTi, CTi, TiO_2, în special în porţiunile de sticlă. În lucrare toate aceste forme mineralogice sînt luate în considerare sub denumirea de combinaţii de titan.

Tabela 1

Nr. blocului	Materia primă	P. C.	SiO_2	Fe_2O_3	Al_2O_3	TiO_2	CaO	MgO	Fracţia magnetică	Total	Modul de:	
											siliciu	calciu
1	bauxită	nu s-a analizat			—	—	—	—	—	—	—	—
2—3	bauxită calcinată	5,42	7,83	21,69	62,03	2,34	0,31	0,34	—	99,96	7,9	200
4	bauxită	7,76	5,25	19,66	63,65	2,77	0,60	0,17	—	99,86	20,27	81
	şarjă veche	2,53	4,96	9,96	48,98	1,92	0,44	0,28	30,90	99,97		
	zgură	1,80	1,90	4,00	48,07	2,90	0,63	0,59	40,07	99,96		
5	fracţie magnetică	—	1,87	2,59	57,78	4,60	1,34	0,10	31,98	99,96	34,92	35
	pulbere	—	2,04	2,38	76,41	4,42	2,00	0,32	12,43	100,04		

Literatura de specialitate [3] indică existenţa unei relaţii între conţinutul de oxizi ce se reduc în şarjă (SiO_2, TiO_2), compoziţia mineralogică, cantitatea de granule agregate şi rezistenţa mecanică, ele fiind în funcţie de conţinutul de Al_2O_3. O dată cu mărirea conţinutului de Al_2O_3 se micşorează cantitatea de SiO_2 şi TiO_2. În mod corespunzător se micşorează şi cantitatea de minerale la a căror formare participă aceşti oxizi — sticla şi mineralele titanoase —, distribuite în ea. Scăzînd cantitatea de sticlă, scade implicit şi numărul de granule agregate.

În aprecierea calităţii electrocorindonului normal, trebuie să se ţină seamă de gradul de agregare şi, în funcţie de acesta, de rezistenţa mecanică la compresiune a granulelor abrazive.

Din analiza rezultatelor din tabela 3 reiese că rezistenţa mecanică la compresiune a granulelor de electrocorindon normal depinde de procentul de agregate de microcristale de corindon şi de conţinutul de hexaaluminat de calciu.

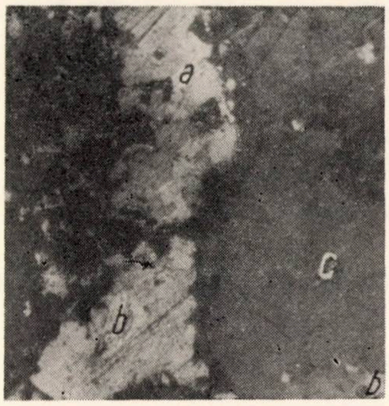


Fig. 7

Cu regularitate se constată că rezistenţele mecanice cele mai reduse se obţin la probele cu un grad de agregare ridicat (bloc 4) şi la cele cu un conţinut ridicat de hexaaluminat de calciu (bloc 5), unde rezistenţa mecanică scade pînă la 35,20% în cazul unui conţinut de 16 % hexaaluminat de calciu.

Concluzii

Determinarea componenţilor mineralogici ai abrazivilor şi în special ai electrocorindonului normal are o deosebită importanţă în aprecierea calităţii produsului obţinut. Aprecierea calităţii numai pe baza analizei chimice este insuficientă deoarece analiza chimică stabileşte componenţii sub formă de oxizi (Al_2O_3, SiO_2, CaO) fără a putea da combinaţiile sub forma cărora elementele determinate se prezintă în electrocorindon.

Materia primă întrebuinţată la obţinerea electrocorindonului normal (bauxita) trebuie să îndeplinească anumiţi indici de calitate, şi anume : modulul de calciu — min. 120 ; modulul de silice — 7 — 10.

La elaborarea şarjelor este indicat ca raportul Al_2O_3 : CaO să fie menţinut la valori cît mai ridicate datorită nereducerii CaO în timpul topirii.

Randamentul maxim în corindon se obţine numai la compoziţiile cu modul de calciu ridicat (bloc 2, 3).

O dată cu creşterea conţinutului de corindon se micşorează numărul de granule agregate, iar rezistenţa mecanică a granulei creşte (bloc 1, 2, 3).

Bauxita de Bihor se caracterizează printr-o calitate inconstantă evidenţiată prin variaţia exagerat de mare a modulului de calciu (45—140), printr-un conţinut ridicat de CaO pînă la 1,4%, ceea ce duce la formarea, în cantităţi relativ mari, a hexaaluminatului de calciu, fapt ce diminuează randamentul în componentul principal — corindonul.

BIBLIOGRAFIE

[1] Filonenko N. I. *Iscustvennîi abrazivov.* Moscova, Leningrad, 1958.

[2] Kamenţev. *Tehnologia materialelor abrazive.* Bucureşti, I.D.T., 1952, p. 38.

[3] Kleastornîi Abrazivî, nr. 33, 1963, p. 6—7.

REALIZĂRI TEHNICE

CZ 621.745.34 : 662. 749. 2 : 662.81

Folosirea în cubilouri a cocsului brichete de turnătorie*

Dr. ing. I. ŞTEFĂNESCU, ing. I. BARBU şi ing. M. HÎRŞULESCU
Institutul de cercetări metalurgice

Procesul de topire a fontei în cubilou impune cocsului utilizat condiţii mai severe şi diferite de cele impuse cocsului pentru furnal. Acest fapt determină luarea anumitor măsuri tehnologice la cocsificare, o atenţie deosebită la alcătuirea reţetei şi la alegerea materiei prime. Un conţinut redus de cenuşă şi sulf şi o putere calorică ridicată sînt condiţii de bază pentru un cocs de turnătorie de calitate. Porozitatea şi reactivitatea cocsului de turnătorie trebuie să aibă valori mai mici decît la cocsul utilizat în furnale, pentru a se micşora formarea oxidului de carbon prin reducerea bioxidului de carbon, format iniţial cu cocsul incandescent, reacţie care consumă căldură şi carbon.

Cocsul de turnătorie trebuie să răspundă unor condiţii severe de rezistenţă mecanică şi de granulaţie, care, împreună cu celelalte caracteristici fizice, mecanice și fizico-chimice, contribuie la realizarea unor temperaturi ridicate în cubilouri.

---

* La efectuarea lucrărilor prezentate în această comunicare au mai colaborat : E. Corciovei, Gh. Costinescu, I. Enescu, E. Falk, P. Grigorescu, R. Hirsch, C. Novac, G. Reinhorn, L. Staicu şi V. Stezar.

În cadrul tehnologiei clasice de cocsificare, producerea cocsului de turnătorie cere utilizarea unor huile grase și de cocs, cu însușiri deosebite de aglutinare și un conținut redus de cenușă și sulf.

Pentru a asigura rezistența mecanică și granulația corespunzătoare se folosesc mai ales camere de cocsificare mai largi și temperaturi mai scăzute.

Literatura menționează producerea cocsului de turnătorie din șarje alcătuite din huile grase, antracit, cu cocs de petrol aglutinant și un adaos de smoală de cocserie.

Caracteristicile acestor șarje permit încărcarea în cuptorul de cocsificare prin turnare de sus sau prin ștampare. În S.U.A. se produce acest cocs sub denumirea de „Densite Coke” iar în R.F.G., sub cea de „High Carbon Coke”. La utilizarea lui în turnătorii s-au obținut rezultate foarte bune, explicate prin conținutul scăzut de cenușă și sulf realizat, ca și prin valorile reduse pentru reactivitate și porozitate, în urma utilizării în șarja de cocsificare a cocsului de petrol [1], [2].

În U.R.S.S. obținerea unui cocs greu reactiv s-a realizat din șarja alcătuită din huilă de cocs cu un adaos de 10—20% antracit și smoală [3].

În România s-a produs pînă în 1945, sub denumirea de „cocs Brătășanu”, un cocs special de turnătorie, obținut prin cocsificarea în retorte a unui amestec de cocs de petrol aglutinant, păcură, mangal etc. Acest cocs s-a utilizat în vederea ridicării temperaturii fontei topite, ca adaos la cocsul de turnătorie clasic, avînd și un efect puternic de carburare.

Se mai găsesc în documentații date despre diferite experimentări cu cocs produs din amestecuri de antracit sărac în cenușă, cocs mărunt și huile cocsificabile, brichetate cu liant și cocsificate [4], [5], [6].

În țara noastră, prin dezvoltarea procedeului elaborat de către Institutul de cercetări metalurgice [7], s-a trecut la producerea cocsului de turnătorie, folosindu-se ca materie primă materiale cu conținut scăzut de cenușă și sulf (cocs brichete ICEM).

Caracteristicile chimice, mecanice și fizicochimice ale acestui cocs sînt prezentate în tabela 1, comparativ cu caracteristicile unui cocs de turnătorie importat din R.S.C.S., produs pe cale clasică.

Aceste date arată că compoziția chimică și proprietățile fizico-chimice și mecanice ale cocsului brichete ICEM sînt la nivelul unui cocs clasic de turnătorie, de calitate bună. Conținutul ridicat de carbon fix, care indică o puritate avansată a cocsului, explică și puterea calorică mare, deosebit de avantajoasă la folosirea în cubilouri.

Tabela 1

Caracteristicile		Unitatea de măsură	Cocs clasic	Cocs brichete ICEM
Cenușă	A^{anh}	%	10	0,7—4,8
Sulf total	S_t^{anh}	%	0,8	0,7—1,0
Materii volatile	V^{anh}	%	0,9	0,6—1,7
Putere calorică inferioară	Q_i^{anh}	10^6 J/kg (kcal/kg)	297 (7 100)	322—335 (7 700—8 000)
Rezistență mecanică	M_{40}	%	81,4	77,2—87,0
	M_{10}	%	8,2	5,0—7,1
Porozitate	P	%	30	20—30
Carboxireactivitate $R = \frac{CO}{CO_2 + 1/2\,CO} 100$		%	25—35	30—40

Mărimea brichetelor rezultate la presare (format „perniță” de 500 g) și fisurarea lor în cuptorul de cocsificare au făcut ca produsul livrat după sortare pe ciur de 40 mm să conțină procente mari din fracțiunea 40—60 mm, după cum arată datele din tabela 2.

Tabela 2

Clasa granulometrică, mm	Participare, %
+80	0—2
60—80	35—45
40—60	40—50
25—40	5—8
—25	6—8

Încercarea cocsului brichete ICEM s-a făcut la diferite cubilouri cu diametre între 700 și 1 300 mm.

La prima încercare s-a folosit cocs brichete de granulație + 25 mm și s-au turnat radiatoare și alte piese cu pereți subțiri din fonta topită într-un cubilou cu diametrul de 700 mm, fără antecreuzet.

Principalele date obținute sînt prezentate în tabela 3.

Tabela 3

Indici	Unitatea de măsură	Cocs clasic R. S. C. S. (referință)	Cocs brichete
Consum specific de cocs	%	14	12
Consum de calcar	%	5	3
Productivitate	kg/h	3 000	2 600
Temperatura fontei	°K	1 633—1 663	1 653—1 673
	°C	(1 360—1 390)	(1 380—1 400)
Sulf în fontă	%	0,08—0,09	0,09—0,13
Carbon în fontă	%	3,8 —4,0	4,0 —4,3

Granulația mică a cocsului brichete a dus la scăderea debitului de aer insuflat și în consecință la reducerea productivității cubiloului.

Tabela 4

I n d i c i	Unitatea de măsură	Cocs clasic	Cocs brichete
Consum specific de cocs	%	12	12
Consum de calcar	%	4,2	4,2
Presiunea ventilatorului	$10^3 N/m^2$	7,07	7,85–8,84
	(mm col. apă)	(720)	(800–900)
	°K	(1 613–1 633)	(1 653–1 673)
Temperatura fontei	°C	(1 320–1 360)	(1 380–1 400)
Productivitatea	kg/h	3 500	3 600–3 750
Cantitatea de zgură	kg/t	45	35–38
Sulf în fontă	%	0,187	0,143–0,163
Carbon în fontă	%	3,23–3,61	3,60

Carburarea fontei și creșterea relativă a conținutului de sulf se datoresc contactului mai îndelungat al fontei cu cocsul. Trebuie remarcate scăderea consumului specific de cocs și ridicarea temperaturii fontei.

Tabela 5

I n d i c i	Unitatea de măsură	Cocs clasic (referință)	Amestec de cocsuri (1 : 1)	Cocs brichete (100%)
Consum specific de cocs	%	11,2	9,4	9,4
Consum de calcar	%	5,3	3,7	3,2
Temperatura fontei	°K	1 573–1 623	1 593–1 633	1 593–1 633
	(°C)	(1 300–1 350)	(1 320–1 360)	(1 320–1 360)
Productivitate	kg/h	6 000	6 000	5 000

La un cubilou de același diametru însă cu antecreuzet, prevăzut cu un ventilator la care presiunea aerului a putut fi mărită pentru a menține debitul chiar în condițiile permeabilității mai mici ale coloanei, productivitatea cubiloului nu a scăzut, temperatura fontei a fost cu 20–40°C mai mare în cazul topirii cu cocs brichete și nu s-a constatat carburarea deosebită a fontei sau îmbogățirea în sulf (tabela 4).

În cubilouri cu diametrul de 1 100 mm și de 1 300 mm, cu antecreuzet și aer preîncălzit, însă fără rezervă la suflante, folosite la turnarea lingotierelor și a altor piese pentru siderurgie, compoziția fontei nu a fost esențial diferită față de topirea cu cocs clasic, în afară de o ușoară tendință de carburare, menținîndu-se și tendințele de scădere a consumului specific de cocs și de creștere a temperaturii fontei.

Rezultate interesante s-au obținut la un cubilou cu diametrul de 800 mm și aer rece la care s-a lucrat cu încărcături de cocs compuse integral din cocs brichete, precum și cu încărcături de cocs în amestec (1 : 1 cocs clasic R. S. C. S. și cocs brichete).

În cazul folosirii încărcăturilor alcătuite exclusiv din cocs brichete, din cauza granulației mici a acestuia, productivitatea cubiloului a scăzut datorită micșorării debitului de aer. La utilizarea amestecului de 1 : 1, productivitatea cubiloului a rămas aceeași, menținîndu-se însă avantajele aduse de cocsul brichete : reducerea consumului specific de cocs și creșterea temperaturii fontei (tabela 5).

În aceste încercări nu s-au observat diferențe esențiale în compozițiile fontelor produse în cele trei perioade (tabela 6).

Tabela 6

Caracteristici	Unitatea de măsură	Cocs clasic	Amestec de cocsuri (1:1)	Cocs brichete (100 %)
C_{total}	%	3,60	3,66	3,80
$C_{grafitic}$	%	3,04	3,05	3,10
Si	%	1,95	2,03	1,80
Mn	%	0,64	0,54	0,61
P	%	0,19	0,16	0,17
S	%	0,09	0,07	0,06

Compoziția zgurelor obținute a fost normală (tabela 7).

Tabela 7

Caracteristici	Unitatea de măsură	Cocs clasic (100%)	Amestec de cocsuri (1 : 1)	Cocs brichete (100%)
SiO_2	%	44,60	47,56	44,04
CaO	%	35,80	32,35	37,40
MnO	%	2,47	3,85	2,46
Al_2O_3	%	10,31	8,41	10,67
FeO	%	3,87	5,19	3,49
MgO	%	1,60	1,80	0,60

Microstructurile fontelor produse în cele trei perioade (fig. 1) arată o tendinţă de îmbunătăţire a repartizării şi a formei grafitului, datorită creşterii temperaturii fontei topite cu cocs brichete (*a* — fontă topită cu cocs clasic; *b* — fontă topită cu 50% cocs brichete; *c* — fontă topită cu 100% cocs brichete; × 100, atac nital 2%).

Experimentările cu amestec de 1 : 1 cocs brichete şi cocs clasic R.S.C.S. la cubilourile cu diametrul de 900 şi 1 000 mm de la uzine din sectorul construcţiilor de maşini au dat aceleaşi rezultate favorabile.

Datorită vitezei de ardere mai mici a cocsului brichete în încercările efectuate, patul de cocs a avut tendinţa de a se ridica, ceea ce a impus ca patul iniţial să nu depăşească nivelul ultimului rînd de guri de aer cu mai mult de o lungime egală cu diametrul interior al cubiloului. În nici una din încercările menţionate nu s-au observat dificultăţi la descărcarea cocsului din vatră, după oprirea cubiloului.

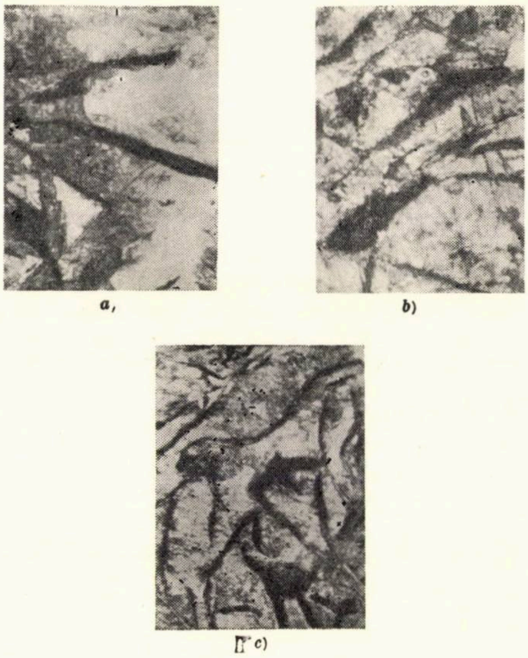


Fig. 1

Procesul complex de plasticizare şi aglutinare a diferitelor materiale cărbunoase şi a liantului din compoziţia brichetei, degazarea la temperaturi ridicate a masei de bază şi a scheletului de material topit şi resolidificat, ce are loc o dată cu creşterea ulterioară a temperaturii cocsului brichete, duc la formarea unei structuri compacte şi rezistente.

Benzile de difracţie în raze X a cocsului brichete, prezentate în curbele microfotometrice din figura 2, arată ordonarea relativ avansată a reţelelor aromatice (banda 002) şi mai ales dimensiunile mari ale acestora (banda 100).

Considerînd în mod arbitrar că gradul de grafitare se poate exprima prin intensitatea benzii (100) din planimetrarea suprafeţei buclei respective şi raportarea ei la unitatea de lungime din abscisă [8], se obţine o valoare de grafitare de 40 pentru cocsul brichete.

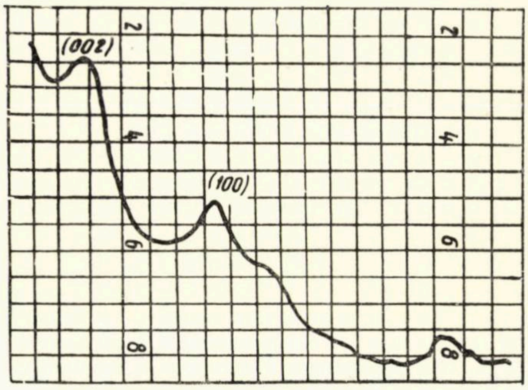


Fig. 2

Influenţa temperaturilor înalte din cubilou asupra structurii cocsului brichete a fost urmărită prin studiul spectrelor de difracţie a cocsurilor trecute prin cubiloul cu diametrul de 800 mm şi scoase din vatră (fig. 3).

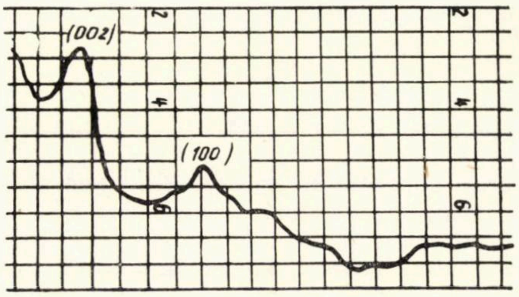


Fig. 3

Pe această diagramă intensitatea benzii 100 corespunde unei valori de grafitare de 50.

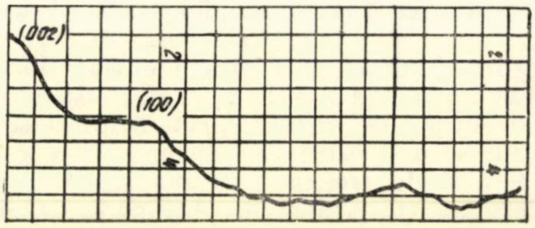


Fig. 4

Aceleaşi curbe ale benzilor de difracţie în cazul cocsului clasic R.S.C.S., înainte şi după trecerea prin cubilou, sînt prezentate în figurile 4 şi 5. Valoarea de grafitare a cocsului clasic creşte în acest caz de la 20 la 30.

După aceste date grafitarea relativă în urma trecerii prin cubilou este mai pronunțată la cocsul clasic, care pare mai sensibil la acțiunea temperaturilor mai înalte decît cocsul brichete.

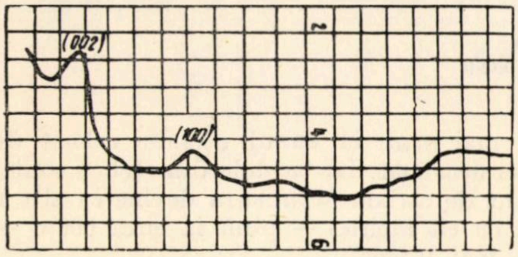


Fig. 5

Concluzii

Toate aceste date arată că dezvoltarea tehnologiei ICEM pentru fabricarea cocsului brichete de turnătorie permite producerea unui cocs de calitate superioară, în ceea ce privește majoritatea caracteristicilor importante pentru folosirea lui la cubilouri.

Utilizarea acestui cocs la cubilouri în special în amestec 1 : 1 cu cocs clasic a arătat că :

— temperatura fontei lichide crește în general cu circa 20°C, iar consumul specific de cocs scade cu 15% ;

— consumul de calcar se reduce de la 4—5% la 2—3%, cantitatea de zgură scăzînd în consecință cu 30—50% față de funcționarea cu cocs din import ;

— utilizarea în proporție de 100% a cocsului brichete de granulație mică provoacă, în cazul cubilourilor fără rezervă de presiune la suflante, o reducere a debitului de aer și a productivității. Folosirea amestecului 1 : 1 de cocs brichete cu cocs clasic asigură obținerea acelorași productivități ;

— compoziția fontei topite cu amestec 1 : 1 cocs brichete cu cocs clasic este practic aceeași cu cea realizată în cazul cocsului clasic. Repartizarea mai fină a grafitului lamelar în fonta topită cu cocs brichete se datorește temperaturii mai ridicate care se realizează în cubilou.

Folosirea cocsului brichete în amestec cu cocsul clasic are avantajul că permite întrebuințarea la topire a unui cocs clasic de calitate mai slabă în ceea ce privește conținutul de cenușă și reactivitatea.

Cînd se urmărește obținerea unei fonte lichide cu conținut de carbon mai ridicat, turnătoriile pot fi interesate în topirea cu 100% cocs brichete.

Utilizarea în proporție de 100% a cocsului brichete permite creșterea pînă la 50% a procentului de fier vechi din încărcătura metalică, contribuind astfel la scăderea prețului de cost al fontei lichide.

BIBLIOGRAFIE

[1] Ziegler B. *Systematiche Versuche und praktische Erfahrungen mit HC-Koks.* Giesserei, nr. 25, 1957, p. 730—737.

[2] Schulenburg A. Giesserei Lexicon, Fachrelag, Schiele, Berlin, SW 61, 1962, p. 328—329.

[3] Dreizin L. S. *Puti ulucenia vagranocinovo koksa.* Liteinoe proizvodstvo, nr. 12, 1955, p. 6.

[4] Uhl S. *Anforderungen an Giessereikokssorten.* Giesserei, nr. 3, 1964, p. 62—68.

[5] Agroschin A. A. și Selcov A. K. *Rasșirenia ugoinoi bazi cocsovania.* Moscova, Metallurghizdat, 1962, p. 167—170.

[6] Barrit D. T. și Kennaway T. *Some new processes under developement and their relation to established practice.* Journal of the Institute of Fuel, vol. XXVII, nr. 160, 1964, p. 229.

[7] Barbu I., Ștefănescu I. și Teodorescu N. *Procedeu de fabricare a cocsului metalurgic din cărbuni necocsificabili.* Brevet de invenție 41294, București, O.S.I., 1960.

[8] Guinier A. *Theorie et technique de la radiocristallographie.* Paris, Dunod, 1956.

CZ 669.141.241.4 : 621.771.24 : 669.14-415

Îmbunătățirea proprietăților mecanice ale oțelurilor necalmate cu conținut redus de carbon, laminate în tablă

Ing. I. TOMA
Combinatul siderurgic – Reșița

Intervalul de temperatură în care are loc procesul de laminare a tablelor de oțel variază în limite largi, depinzînd de o serie de factori, dintre care unii — cum sînt formatul lingoului și dimensiunile cerute tablei — sînt impuși, iar alții sînt mai greu de realizat în limite dorite, ca, de exemplu, uniformitatea temperaturii, viteza de laminare, debitul de apă de răcire etc.

Acești factori, variabili în limite mai mult sau mai puțin largi, influențează caracteristicile mecanice ale tablelor chiar și în cazul unei omogenități a oțelului. O influență importantă asupra structurii tablei — și prin aceasta, asupra caracteristicilor mecanice — o are temperatura de sfîrșit de laminare, ca urmare a faptului că, în procesul de recristalizare a oțelului deformat la o temperatură peste punctul de transformare, grăunții sînt cu atît mai mari cu cît temperatura de sfîrșit de laminare este mai ridicată. Dar chiar în limitele unui interval dat al temperaturii de laminare, gradul de mărime al structurii este influențat—după cum arată unii cercetători [1] — de regimul mai lent sau mai accelerat de deformare plastică; un regim de laminare mai accelerat cu 50% poate determina o finisare mai avansată a structurii, cu 30–65%, în funcție de temperatură.

Proprietățile mecanice mai depind și de gradul de prelucrare. Pentru a obține anumite caracteristici este necesar să se asigure un coroiaj minim. Acest lucru, însă în condițiile de laminare de la Combinatul siderurgic — Reșița, se poate realiza uneori numai pentru un număr restrîns de sortimente și, de aceea, s-a recurs la diferite procedee, pentru îmbunătățirea unor proprietăți mecanice ale tablelor.

S-a urmărit, în acest sens, ca temperatura de sfîrșit de laminare să nu depășească 950°C. Cu scăderea temperaturii de sfîrșit de laminare, cresc limita de curgere și rezistența de rupere, în timp ce alungirea, contracția și reziliența, practic, nu sînt influențate; verificarea rezilienței la diferite temperaturi scăzute pune în evidență influența temperaturii de sfîrșit de laminare.

Un alt factor care influențează proprietățile mecanice îl reprezintă condițiile de răcire ale tablelor după laminare; ele influențează mărimea grăunților și, prin aceasta, caracteristicile mecanice. Din unele date din literatura de specialitate [1], [2] rezultă că această influență este mai mare în cazul oțelului calmat decît la cel necalmat. La tablele din oțel cu conținut scăzut de carbon structura devine cu atît mai fină cu cît răcirea – pînă la circa 600°C – se face mai intens.

Tabla mai subțire răcindu-se mai repede pe patul de răcire, are o structură mai fină, așa cum se vede din microfotografiile din figura 1 (*a* — tablă din oțel necalmat avînd 0,17% C, 0,36% Mn, coroiaj 60, × 100, atac nital; *b* – tablă din oțel necalmat avînd 0,15% C, 0,39 % Mn, coroiaj 34, × 100, atac nital).

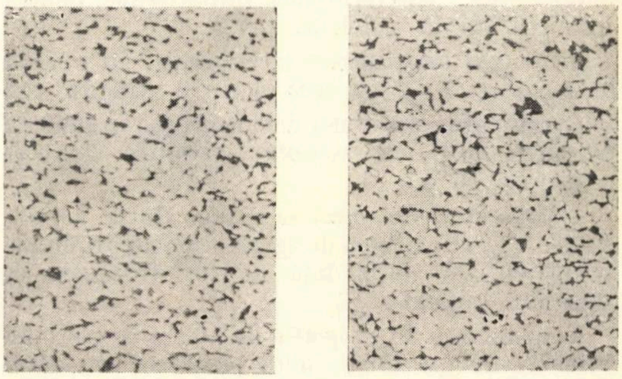

a) *b*)

Fig. 1

În condițiile de producție a tablelor groase la C.S.R. nefiind posibil să se influențeze asupra procesului de răcire de la sfîrșitul laminării pînă la îndreptarea la mașina de planat, s-a încercat o cvasidirijare a răcirii tablelor (după operația de planare), prin răcirea acestora în stive. Experimental unele table au fost așezate individual pe sol, iar altele au fost stivuite cîte 15–20. În acest fel, acestea din urmă au ajuns la temperatura ambiantă în intervale de timp de 8–16 h, în funcție de grosimea lor.

S-a urmărit, în condițiile de fabricație ale Combinatului siderurgic – Reșița, influența acestor condiții diferite de răcire asupra caracteristicilor mecanice ale tablelor (rezistența de rupere, alungirea și reziliența).

Experimentările s-au făcut cu table provenite din două șarje (A și B) cu conținut mai scăzut (0,13%) și mai ridicat (0,21%) de carbon.

Datele experimentale obținute sînt redate în tabela 1, în care fiecare cifră reprezintă media a patru valori obținute pentru fiecare determinare (adică pentru fiecare grosime, patru table s-au răcit încet, iar alte patru, în condiţii normale). (La tablele de 20 mm, din şarja B, împrăştierea valorilor obţinute este mai mare decît la restul tablelor, după cum rezultă din tabela 1).

Datele experimentale nu au scos în evidenţă existenţa unei dependenţe dintre grosimea tablelor şi variaţia coeficienţilor realizaţi în cele două condiţii diferite de răcire a tablelor.

Efectul răcirii încete (în stive) este mai pronunţat la şarja cu conţinut redus de carbon (şarja A cu 0,13% C).

Datele experimentale arată că la răcirea înceată (în stive) a tablelor groase alungirea şi rezilienţa la temperatura + 20°C cresc cu pînă la 18 şi respectiv 28%.

Rezilienţa la temperaturi scăzute scade la tablele mai subţiri (care au o temperatură mai joasă la stivuire) şi creşte la tablele mai groase. Rezilienţa la temperaturi scăzute scade la răcirea înceată pentru toate grosimile de tablă.

Tabela 1

Grosimea tablei, mm	Modul de răcire *	Şarja	σ_c, kgf/mm²	δ_5, %	Rezilienţa (K), kgfm/cm²				Raportul I/N, 100%				
					În stare laminată		În stare îmbătrînită		δ_5	K (+ 20°C)	K (− 20°C)	$K_{\text{îmbătr.}}$ **	
					+ 20°C	− 20°C	+ 20°C						
							L	T				L	T
15	I	A	27,7	30,6	9,55	1,15	2,30	0,75	110	121	52	86	57
	N	A	26,2	27,7	7,87	2,24	2,67	1,32					
	I	B	26,8	27,05	6,45	1,06	2,1	1,02	101	109,5	34,7	56,5	43,4
	N	B	28,52	26,75	5,9	3,07	3,72	2,37					
20	I	A	25,0	28,9	9,6	1,07	1,09	0,71	118	128	107	99	88
	N	A	26,67	24,5	7,5	1,0	1,1	0,81					
	I	B	27,97	25,7	5,20	1,1	2,1	0,79	96,5	96	42	74	43,7
	N	B	28,8	26,6	5,45	2,62	2,82	1,80					
25	I	A	25,2	27,2	8,8	1,9	1,1	0,75	115	101	208	109	99
	N	A	25,4	23,5	8,67	0,91	1,01	0,76					
	I	B	25,9	25,7	5,70	1,66	1,60	0,8	104,5	104	177	72,5	73,5
	N	B	26,7	24,6	5,47	0,94	2,20	1,09					
30	I	A	27,1	26,6	7,4	1,40	0,97	0,66	108	106	180	95	94
	N	A	26,9	24,5	6,97	0,78	1,02	0,70					
	I	B	28,9	26,5	6,20	1,25	1,20	0,77	112,5	118	125	58	73,5
	N	B	27,7	23,6	5,27	1,0	2,07	1,05					

* I – răcire înceată în stivă; N – răcire normală; L – în sens longitudinal; T – în sens transversal.

** Şarja A: 0,13%C; 0,44% Mn; 0,047% P; 0,018% S. Şarja B: 0,21% C; 0,48% Mn; 0,035 % P; 0,021% S.

Îmbunătăţirea rezilienţei oţelului necalmat cu conţinut scăzut de carbon — după cum arată unele cercetări [3], [4] — nu este posibilă decît printr-un tratament clasic, de călire şi revenire.

BIBLIOGRAFIE

[1] Rossard C. şi Blain P. Revue de Métallurgie, nr. 11, 1964.

[2] Von Max Hanecke. *Die Finfluss von Verformung, Walzendtemperatur, Abkülungsbedingungen und Wärmebehandlung auf die Mechanischen Biegenschaften warmgewalzter Grobbleche.* Arhiv für das Eisenhüttenwesen, nr. 4, 1962.

[3] Legheida N. F. *Alegerea regimului optim de durificare prin tratament termic a oţelului necalmat cu conţinut redus de carbon.* Oţelul, nr. 1, 1964.

[4] Freidenzon E. Z. şi Rabinovici D. M. *Căi pentru îmbunătăţirea proprietăţilor mecanice ale tablelor şi profilelor din oţeluri cu conţinut mic de carbon şi slab aliate.* Oţelul, nr. 9, 1965.

CZ 669.15'24'26'28–194 : 543

Determinarea spectrală a aluminiului din oțelul Cr-Ni-Mo

Fiz. VETURIA RASZILLIER
Uzinele „23 August" – București

Literatura de specialitate menționează o serie de metode noi, avantajoase ca precizie și rapiditate, pentru determinarea conținutului de aluminiu, printre care și metoda spectrală [1], [3], [4], [5], [6], [7], [9], [10].

Pornind de la necesitățile uzinei „23 August" — București și folosind aparatura cu care este înzestrat laboratorul de spectroscopie, s-a stabilit metoda de lucru pentru determinarea spectrală a aluminiului în domeniul 0,005—0,025%, din oțelul Cr-Ni-Mo marca 34 MoCN15, cu compoziția chimică în limitele: 0,30—0,38%C; 0,17—0,37% Si; 0,40—0,70% Mn; 1,40—1,70% Cr; 0,15—0,25% Mo; 1,40—1,70% Ni.

S-a adaptat la generatorul HFO-2 din completul Zeiss, prin modificarea capacității și a selfului, metoda de lucru a lui Hartleif la spectrograful Q 24 [1], care indică condiții electrice de excitare pentru generatorul FF 20.

Seidel A.N., Prokofiev V.K. și Raiski S.M. [2] indică pentru determinarea aluminiului următoarele linii spectrale: 3082,16 Å, 3092,71 Å, 3944,03 Å și 3961,53 Å.

În lucrarea de față s-a folosit perechea de linii analitice indicată de Hartlief [1] (tabela 1 și fig. 1), celelalte linii de aluminiu fiind mai puțin intense.

Tabela 1

Lungimile de undă ale perechii analitice, Å	Domeniul de concentrație	Lungimile de undă ale liniilor parazite, Å
Al 3961,53/Fe 3963,10	0,005–0,06% Al	Mo 3961,50 (>0,2%) /Cr 3693,69 (>0,2%)

Experimentările făcute pe probe de oțel 34 MoCN 15, cu compoziția chimică în limitele indicate mai sus, au dat rezultate reproductibile și concordante cu cele ale analizelor chimice de verificare (tabela 2).*

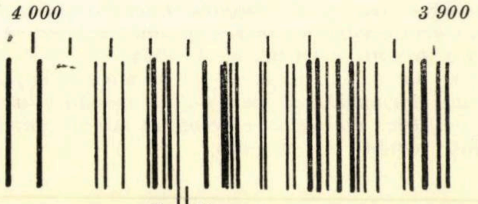


Fig. 1

S-a ajuns la concluzia că prezența molibdenului și a cromului, ca elemente de aliere în limitele prevăzute de STAS, nu provoacă efecte de „element terț".

Procedeul de selecționare a etaloanelor din probele curente [6] dovedindu-se greoi în acest caz, etaloanele** au fost obținute prin turnarea unor probe de oțel 34 MoCN 15 cu conținut crescut de aluminiu.

Tabela 2

Diferența dintre rezultatele obținute prin cele două metode	0	0,001	0,002	0,003	0,004	0,005	0,006
Numărul de analize	14	24	15	7	2	1	1

Oțelul necesar probelor etalon s-a luat din cuptor după efectuarea dezoxidării prin difuziune și înaintea efectuării dezoxidării finale prin imersie cu aluminiu, adăugîndu-se în lingotiera de probe conținuturi crescute de aluminiu.

Lingourile de probe etalon au fost forjate la forma și dimensiunile din figura 2 și supuse unui tratament de recoacere la temperatura de 680—700°C, cu menținerea de 90 min, și răcire în cuptor (*a* — forma și dimensiunile etaloanelor și ale probelor; *b*) — forma și dimensiunile contraelectrozilor).

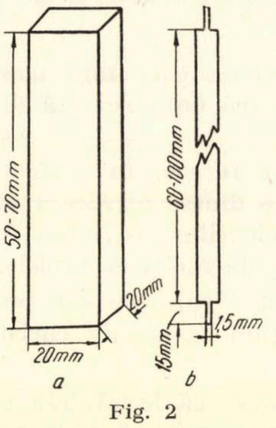


Fig. 2

Etalonarea probelor s-a făcut prin metoda fotocolorimetrică, efectuîndu-se un număr de cel puțin cinci determinări pentru fiecare probă. Compoziția chimică a probelor etalon este dată în tabela 3.

Tabela 3

Nr. etalonului	C	Si	Mn	Cr	Mo	Ni	S	P	Al
1									0,007
2									0,012
3	0,38	0,10	0,65	1,55	0,17	1,70	0,011	0,014	0,017
4									0,024

Observații: Compoziția chimică a celor patru probe etalon diferă numai prin conținutul de aluminiu.

---

* Etalonările și verificările au fost făcute la Laboratorul chimic al Institutului de cercetări metalurgice—București de către chim. Cioacă E.

** Probele etalon au fost luate și prelucrate cu participarea ing. Rizescu C., Manoliu V. și Kovașe I., de la Uzina „23 August"—București.

Ca valori ale conținutului de aluminiu pentru probele etalon s-a luat în considerație media aritmetică a acelui număr de determinări pentru care punctele (lgC, $\Delta\bar{S}$) din distribuția liniară au fost mai apropiate de dreaptă.

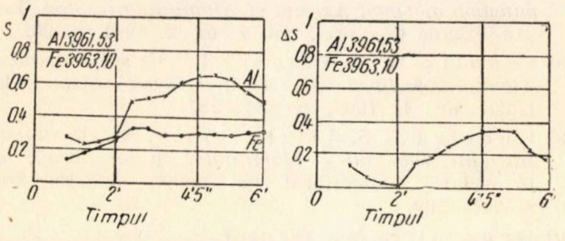


Fig. 3

În literatură se menționează că timpul de lucru de 9 min scînteiere ($t_p = 4$; $t_e = 5$) ar putea fi redus prin mărirea capacității, ceea ce nu a dat rezultate satisfăcătoare pentru analize cantitative. Curba de prescînteiere obținută pentru capacitatea de 6nF (fig. 3) arată că timpul optim de prescînteiere nu poate fi redus ($t_p = 4$) și în schimb se produce o încălzire nedorită a probelor. De aceea s-a ales ca valoare a capacității 1,5 nF.

Determinările cantitative obținute pentru acest timp sînt în concordanță cu analizele de verificare făcute (tabela 2) și duc la erori de măsurare mai mici decît cele indicate în lucrarea [8].

S-a stabilit următoarea metodică de lucru : Proba forjată la forma și dimensiunile din figura 2 este supusă unui tratament termic identic cu cel al etaloanelor, după care se pregătește o suprafață frontală orizontală prin polizare și șlefuire pe hîrtie metalografică de granulație medie.

Ca aparatură, s-a folosit : completul Zeiss compus din : spectrograful cu optică de cuarț Q 24 ; generatorul de scînteie HFO-2 ; spectroproiectorul SP-2 ; microfotometrul G_2.

Condițiile electrice de lucru au fost : generatorul de scînteie HFO-2 ; regimul de lucru sincron ; tensiunea de alimentare — 220 V ; treapta de înaltă tensiune — 4 (12 kV) ; capacitatea — 1,5 nF ; inductanța — 0,3 mH ; distanța spațiului de analiză — 3 mm ; timpul de prescînteiere $t_p = 4$ min ; timpul de expunere $t_e = 5$ min.

Condițiile optice de lucru au fost : spectrograful Q 24 centrat pentru domeniul mediu de 3 000 Å ; lățimea fantei — 0,02 mm ; diafragma camerei — 1 :15 ; diafragma intermediară — 15 mm.

Pentru imprimarea spectrului s-a folosit un contraelectrod din cupru electrolitic de forma și dimensiunile indicate în figura 2. Pentru fiecare etalon și probă, spectrul s-a imprimat de două ori, schimbîndu-se de fiecare dată contraelectrodul. Pe fiecare placă s-au imprimat etaloanele și tot lotul de probe și după aceea s-a trecut la a doua imprimare.

Pentru developarea și fixarea plăcilor spectrale de tipul „Ultraviolett Platten" s-a folosit un revelator format din soluția A (4g metol ; 10 g hidrochinonă ; 30 g metabisulfit de potasiu ; 1 g bromură de potasiu ; 1 000 cm^3 apă distilată) și soluția B (100 g carbonat de potasiu ; 1 000 cm^3 apă distilată), proporțiile fiind de : A + B + 2 apă distilată [11]. De asemenea, s-a folosit soluție diluată de acid acetic (10 cm^3 acid acetic ; 2 000 cm^3 apă distilată) și fixator Agfa. Timpul de developare a fost de 2,30 min, cel de spălare în apă și soluție de acid acetic — 60 s, cel de fixare — 12 min și cel de spălare — 12 min. Temperatura soluțiilor a fost de 19—20°C.

Prelucrarea plăcilor spectrale s-a făcut în condițiile analizelor de serie [6].

Ca linii analitice s-au folosit cele indicate în tabela 1. Evaluarea rezultatelor s-a făcut cu ajutorul a patru etaloane (tabela 3).

Pentru fiecare placă s-a trasat curba de etalonare (lgC, $\Delta\bar{S}$) care este o dreaptă cu ajutorul căreia s-a determinat $\lg C_{probă}$ corespunzător lui $\Delta\bar{S}_{probă}$, de unde s-a calculat concentrația corespunzătoare. Un exemplu de curbă de etalonare este dat în figura 4 ($\Delta\bar{S}$ reprezintă media aritmetică a diferențelor de înnegrire, $\Delta\bar{S}_1$ și $\Delta\bar{S}_2$, pentru cele două imprimări ale spectrului unei probe pe aceeași placă).

Din studiul datelor experimentale obținute s-a ajuns la concluzia că pot fi considerate corecte determinările spectrale pentru care $|\Delta S_1 - \Delta S_2| \leqslant 2{,}5$. Această condiție a fost îndeplinită de 87,8% din datele studiate. Pentru cazul în care $|\Delta S_1 - \Delta S_2| > 2{,}5$ este necesară respectarea condiției suplimentare $|C_1 - C_2| \leqslant 0{,}004$, unde C_1 și C_2 reprezintă concentrațiile determinate spectral, corespunzătoare diferențelor de înnegrire ΔS_1 și ΔS_2 ale celor două imprimări ale spectrului.

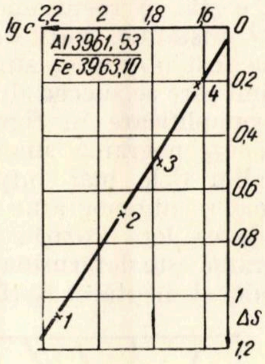


Fig. 4

Erorile de măsură pentru rezultatele obținute, calculate după indicațiile literaturii de specialitate, au valori de cel mult 5%. La un conținut de 0,007% Al s-a obținut o eroare medie pătratică a valorii individuale, de ± 0,00058%, iar la un conținut de 0,024% Al, de ± 0,0014%.

Deoarece prin metoda spectrală se face o determinare locală a conținutului de aluminiu, pentru obținerea unor rezultate reproductibile şi în concordanţă cu analizele de verificare, a fost necesar să se asigure omogenitatea probelor.

Concentraţia de aluminiu, determinată prin metoda spectrală, reprezintă totdeauna conţinutul total de aluminiu din proba analizată [8].

Pe lîngă avantajul unei precizii mai bune şi a rapidităţii faţă de alte metode [8], prin metoda spectrală se fac analize cu o economie financiară evaluată aproximativ la 94%.

BIBLIOGRAFIE

[1] Hartleif G. *Arbeitsvorschiften für quantitative spektrochemische. Analysen mit UV — Spektrographen, Beilage zu Druckschrift 32—A 403 a—1 Ausgabe*, 1961, AV 108.

[2] Saidel A. N., Prokofjew W. K. şi Raiski S. M. *Spektraltabellen*. Berlin, VEB Verlag Technik, 1961.

[3] Seith W. şi Ruthhardt K. *Chemische Spektralanalyse*. Berlin, Göttingen, Heidelberg, Springer Verlag, 1958.

[4] Scheller H. *Einführung in die angewandte spektrochemische Analyse*. Berlin, VEB Verlag Technik, 1960.

[5] Pinta M. *Recherche et desarge des éléments traces*. Paris, 1962.

[6] Prokofiev V. K. *Metode fotografice de analiză spectrală cantitativă a metalelor şi aliajelor, partea a II-a*. Bucureşti, Editura de Stat, 1951.

[7] Takao Z. şi Miyoshi S. *Spectrochemical Determination of Small Amount of Aluminium in Steel*. Tetsu - to-Hagané Overseas, vol. 1, nr. 2, 1961, p. 28.

[8] Schultz R. şi Fischer L. *Die spektrochemische Aluminiumbestimmung im unlegierten Stahl*. Neue Hütte, nr. 4, 1965, p. 236—237.

[9] Kudelea E. S. şi Platniţki V. M. *Determinarea siliciului, titanului şi aluminiului în concentraţii mici în oţeluri*. Laboratorul de uzină, nr. 10, 1962, p. 567—569.

[10] Dagnall R. M., West T. S. şi Young P. *The Determination of Aluminium in Plain Carbon Steel*. The Analyse, nr. 1066, 1965, p. 13—18.

[11] Istodor V., Raszillier V. şi Stoian P. *Analiza spectrală a oţelului rapid RW 190*. Lucrare prezentată la a IX-a Sesiune ştiinţifică a Institutului politehnic — Bucureşti, 1965.

ACTUALITĂŢI ŞI DISCUŢII

CZ 669.112.227.343 : 543.422.8

Determinarea austenitei reziduale prin metoda roentgenografică

Conf. dr. ing. N. GERU
Institutul politehnic „Gh. Gheorghiu-Dej" — Bucureşti

Se ştie că roentgenogramele materialelor policristaline, indiferent de metoda prin care au fost obţinute, sînt alcătuite din o serie de linii care se succed după anumite reguli. Pentru exemplificare în figura 1 se arată schematic roentgenograma unei probe din fier policristalin. Cele mai importante caracteristici ale unei roentgenograme sînt poziţia liniilor şi intensitatea lor. Poziţia liniilor de pe roentgenogramă este determinată de forma şi mărimea celulei elementare. Astfel, unghiul de difracţie θ, care determină distanţa dintre linii, este legat de forma şi mărimea celulei elementare prin relaţiile :

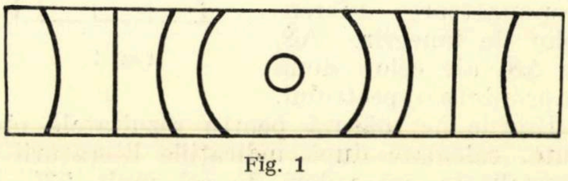


Fig. 1

$$\sin\theta = \frac{\lambda}{2a}\sqrt{h^2 + k^2 + l^2} \quad \text{(pentru sistemul cubic)}; \qquad (1\ a)$$

$$\sin\theta = \frac{\lambda}{2}\sqrt{\frac{h^2 + k^2}{a^2} + \frac{l^2}{c^2}} \quad \text{(pentru sistemul tetragonal)}; \qquad (1\ b)$$

$$\sin\theta = \frac{\lambda}{2}\sqrt{\frac{h^2 + hk + k^2}{a^2} + \frac{l^2}{c^2}} \quad \text{(pentru sistemul hexagonal)}, \qquad (1\ c)$$

unde :

θ este unghiul de difracţie ; λ — lungimea de undă ; h, k, l — indicii planului cristalin ; a, b şi c — parametrii celulei elementare.

În cazul unei roentgenograme obţinute prin metoda Deby-Scherrer, într-o cameră cu raza R şi cu filmul aşezat obişnuit, distanţa l dintre două linii simetrice este dată de realaţia :

$$\theta^\circ = \frac{2l}{4R}\,57{,}4 \qquad (2)$$

Intensitatea unei linii de pe roentgenogramă este determinată de o serie de factori, ca : factorul de structură, factorul unghiular, factorul de repetiţie, factorul de absorbţie şi factorul de temperatură. Factorul de structură se notează cu $|F|^2$ şi reprezintă capacitatea de difracție a razelor X de către o celulă elementară. Acest factor poate fi calculat cu ajutorul relației :

$$|F|^2 = [f_1 \cos^2 2\pi\,(hx_1 + ky_1 + lz_1) + f_2 \cos 2\pi\,(hx_2 + ky_2 + lz_2) + \ldots]^2 + [f_1 \sin 2\pi\,(hx_1 + ky_1 + lz_1) + f_2 \sin 2\pi\,(hx_2 + ky_2 + lz_2) + \ldots]^2, \quad (3)$$

unde :

x, y, z sînt coordonatele atomilor din celula elementară ; f_1, $f_2 \ldots$ — factorii de difuzie atomică ai diferitelor specii de atomi care compun celula elementară. Mărimea efectului de difuzie atomică depinde de unghiul de difracție θ și de lungimea de undă λ.

Tabela 1

Elementul \ $\frac{\sin\theta}{\lambda}$ A^{-1}	0,0	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	1,0	1,1	1,2
Mg	12	10,5	8,6	7,25	5,95	4,8	3,85	3,15	2,55	2,2	2,0	1,8	—
Al	13	11,0	8,95	7,75	6,6	5,5	4,5	3,7	3,1	2,65	2,3	2,0	—
Ti	22	19,3	15,7	12,8	10,9	9,5	8,2	7,2	6,3	5,6	5,0	4,6	4,2
V	23	20,2	16,6	13,5	11,5	10,1	8,7	7,6	6,7	5,9	5,3	4,9	4,4
Cr	24	21,1	17,4	14,2	12,1	10,6	9,2	8,0	7,1	6,3	5,7	5,1	4,6
Mn	25	22,1	18,2	14,9	12,7	11,1	9,7	8,4	7,5	6,6	6,0	5,4	4,9
Fe	26	23,1	18,9	15,6	13,3	11,6	10,2	8,9	7,9	7,0	6,3	5,7	5,2
Co	27	24,1	19,8	16,4	14,0	12,1	10,7	9,3	8,3	7,3	6,7	6,0	5,5
Ni	28	25,0	20,7	17,2	14,6	12,7	11,2	9,8	8,7	7,7	7,0	6,3	5,8
Cu	29	25,9	21,6	17,9	15,2	13,3	11,7	10,2	9,1	8,1	7,3	6,6	6,0
Zn	30	26,8	22,4	18,6	15,8	13,9	12,2	10,7	9,6	8,5	7,6	6,9	6,3

Tabela 1 conține factorii de difuzie atomică ai unor elemente pentru diferite valori ale raportului $\frac{\sin\theta}{\lambda} A^{-1}$. Considerînd principalele tipuri de rețea, relația 3 permite deducerea următoarelor concluzii :

a) în cazul rețelei c·s, $|F|^2$ este independent de h, k și l, fiind egal cu f^2 ;

b) în cazul rețelei c·v·c, $|F|^2 = 4f^2$ dacă $h^2 + k^2 + l = 2, 4, 6 \ldots\ldots$, și este egal cu zero dacă $h^2 + k^2 + l^2$ este un număr impar ;

c) în cazul rețelei c·f·c, $|F|^2 = 16\,f^2$ dacă h, k și l sînt toate numere pare sau toate numere impare, și egal cu zero cînd h, k, l sînt și pare și impare (amestecate).

Factorul unghiular se notează cu $L \cdot P$ și ia în considerare polarizarea razelor X și faptul că razele difractate nu sînt perfect paralele. Mărimea acestui factor este :

$$L \cdot P = \frac{1 + \cos^2 2\theta}{\sin^2 \theta \cdot \cos \theta} \quad (4\text{ a})$$

Considerînd o radiație monocromatică obținută cu ajutorul unui cristal monocromator, factorul unghiular este :

$$L \cdot P = \frac{1 + \cos^2 2\delta \cdot \cos^2 2\theta}{\sin^2 \theta \cdot \sin 2\theta}, \quad (4\text{ b})$$

unde 2δ este unghiul de difracție în monocromator.

Factorul de repetiție p ia în considerare numărul planelor care participă la un fascicul de difracție. Pentru sistemul cubic valorile acestui factor sînt date în tabela 2.

Temperatura este un alt factor care afectează intensitatea fasciculelor difractate, respectiv a liniilor de pe roentgenogramă ; cu cît temperatura este mai ridicată, cu atît intensitatea razelor X este mai mică. Dacă se notează cu M mărimea :

$$M = \frac{8}{3} \pi\, \overline{u}^2 \left(\frac{\sin\theta}{\lambda}\right)^2, \quad (5)$$

unde $\overline{u}$ este deplasarea medie a ionilor din pozițiile de echilibru, intensitatea fasciculului difractat este proporțională cu mărimea e^{-2M}, numită factor de temperatură. Deoarece la temperatura camerei, la majoritatea metalelor, acest factor este, pentru planele cu indici mici, apropiat de 1, se poate neglija. Mărimea factorului de temperatură al fierului la 20°C în funcție de lungimea de undă și de unghiul de difracție θ este dată în figura 2.

Tabela 2

Indicii planului	*hkl*	*hko*	*hhl*	110	111	100
p	48	24	24	12	8	6

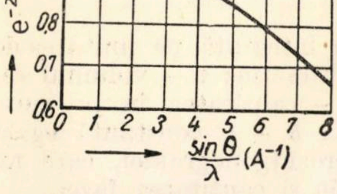


Fig. 2

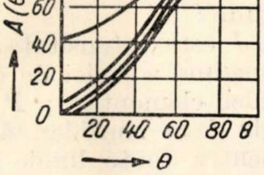


Fig. 3

În sfîrșit, un ultim factor care afectează intensitatea razelor X difractate este factorul de absorbție care ia în considerare absorbția razelor X în probă și se notează cu $A(\theta)$. Pentru probe cilindrice factorul de absorbție depinde de unghiul θ și de produsul μr, unde μ este coeficientul de absorbție liniară în probă și r raza probei, în cm. Variația acestui factor cu unghiul θ, pentru diferite valori ale produsului μr, considerînd că pentru $\theta = 90°$, $A(\theta) = 100$, este dată în figura 3.

Pentru probe plane factorul de absorbție depinde de coeficientul de absorbție liniară, de unghiul de difracție θ și de unghiul făcut de fasciculul de raze cu planul probei. Pentru $\lambda = \theta$, $A(\theta) = \frac{1}{\mu}$.

În acest fel intensitatea maximă a unei linii de pe roentgenograma unei probe policristaline, fără a ține seamă de lățimea lor, se poate scrie :

$$J = K \frac{1 + \cos^2 \theta}{\sin^2\theta \cdot \cos \theta} |F|^2 e^{-2M} \cdot A(\theta)\, p, \qquad (6)$$

unde K este un factor de proporționalitate comun pentru toate liniile roentgenogramei.

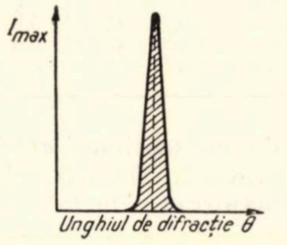


Fig. 4

Intensitatea maximă corespunde însă intensității fasciculului difractat numai dacă linia este extrem de îngustă. Astfel de cazuri nu se întîlnesc, orice linie de pe roentgenogramă avînd o anumită lățime (fig. 4). Ca urmare intensitatea fasciculului difractat este egală cu suprafața de sub curba $J = f(\theta)$. Această intensitate se numește „intensitate integrată" și pentru o probă monofazică este dată de relația :

$$J = K\left(\frac{1}{v^2}\right) \cdot |F|^2 \cdot p \left(\frac{1 + \cos^2 2\theta}{\sin^2\theta \cdot \cos\theta}\right) e^{-2M} \cdot A(\theta), \qquad (7)$$

iar pentru o probă care conține mai multe faze :

$$J = K\left(\frac{1}{v^2}\right) \cdot |F|^2 \cdot p \left(\frac{1 + \cos^2 2\theta}{\sin^2\theta \cdot \cos\theta}\right) e^{-2M} \cdot A(\theta)\, P_\alpha, \qquad (7\,a)$$

unde :

J este intensitatea integrată pe unitatea de lungime a liniei de difracție ; v — volumul celulei elementare ; P — cantitatea în procente din faza considerată ; K — o constantă egală pentru toate liniile roentgenogramei, care nu depinde de compoziția și cantitatea fazei.

În practică intensitatea razelor X se măsoară după efectele de ionizare sau fotografice. Prezenta lucrare se referă la ultima metodă. Dacă prin roentgenogramă se trece un fascicul de lumină de intensitate constantă L_0, o parte din lumină va fi absorbită. Cantitatea de lumină absorbită este cu atît mai mare, cu cît filmul este mai înnegrit, respectiv cu cît intensitatea razelor X care a căzut pe film este mai mare. Notînd cu L lumina transmisă prin film, mărimea $\log \frac{L_0}{L}$ se numește densitate de înnegrire S și este proporțională cu intensitatea razelor X care au provocat înnegrirea filmului. Densitatea de înnegrire se măsoară cu aparate numite microfotometrice.

Cea mai simplă metodă pentru determinarea austenitei reziduale este metoda perechilor de linii omologe, propusă încă din anul 1936 de Necivolodov. Această metodă se aplică aliajelor bifazice și constă în compararea vizuală a densității de înnegrire S a liniilor produse pe o roentgenogramă de cele două faze din aliaj. Densitatea de înnegrire S a unei linii de pe roentgenogramă este :

$$S = K \cdot P \cdot J \cdot I_\lambda, \qquad (8)$$

unde :

K este un coeficient de proporționalitate ; J — intensitatea maximă a liniei considerate ; I_λ — intensitatea radiației folosite. Comparînd două linii care au aceeași înnegrire, coeficientul K are aceeași mărime, astfel încît se poate scrie :

$$P_1 \cdot J_1 \cdot I_{\lambda 1} = P_2 \cdot J_2 \cdot I_{\lambda 2} \qquad (9)$$

sau :

$$C \cdot P_1 \cdot J_1 = P_2 J_2, \qquad (9\,a)$$

unde :

$C = \frac{I_{\lambda 1}}{I_{\lambda 2}}$; P_1 și P_2 — procentele în care se găsesc cele două faze din aliaj ; $I_{\lambda 1}$ și $I_{\lambda 2}$ — intensitățile radiațiilor alese K_α sau K_β ; J_1 și J_2 — intensitățile maxime ale liniilor considerate. Cînd liniile sînt produse de aceeași radiație, de exemplu de K_α, $C_1 = 1$, iar dacă prima linie este produsă de radiația K_α, iar a doua de radiația K_β, $C = 5$, deoarece radiația K_α este de aproape cinci ori mai intensă decît radiația K_β. Se înțelege că dacă prima linie este produsă de radiația K_β, iar a doua de radiația K_α, $C = 0{,}2$.

Ținînd seamă de relația (9 a) și de faptul că $P_1 + P_2 = 100$, reiese :

$$P_1 = \frac{100\, J_2}{CJ_1 + J_2} \quad \text{și} \quad P_2 = \frac{100\, CJ_1}{CJ_1 + K_2}. \qquad (10)$$

Cu ajutorul relațiilor (9 a) și (10) se poate calcula compoziția de fază pe care o poate avea un aliaj bifazic pentru ca două linii situate în imediata apropiere pe roentgenogramă, produse de faze diferite, să aibă densități de înnegrire egale. Astfel de linii formează o pereche de linii omologe. Perechile de linii omologe și conținutul corespunzător de austenită reziduală, pentru un oțel călit care conține martensită și austenită reziduală, calculat de Necivolodov, sînt date în tabela 3.

Tabela 3

Indicii liniilor de egală înnegrire		Conținutul de austenită, %	Indicii liniilor de egală înnegrire		Conținutul de austenită, %
(*hkl*) ai fazei γ	(*hkl*) ai fazei α		(*hkl*) ai fazei γ	(*hkl*) ai fazei α	
(311) K_α	(220) K_β	8	(311) K_α	(211) K_α	44
(200) K_α	(200) K_β	12	(311) K_α	(220) K_α	46
(222) K_α	(220) K_β	18	(111) K_α	(110) K_α	58
(111) K_α	(110) K_β	26	(222) K_α	(211) K_α	65
(220) K_α	(211) K_β	29	(222) K_α	(220) K_α	68
(220) K_α	(220) $K\alpha$	35	(220) K_α	(211) K_α	68
(220) K_α	(200) $K\alpha$	37	(220) K_α	(110) K_α	72

Determinarea austenitei reziduale prin această metodă este ușoară, ea reducîndu-se la examinarea vizuală a roentgenogramei oțelului călit pentru stabilirea perechii de linii omologe, procentul de austenită reziduală fiind găsit după aceasta cu ajutorul tabelei 3. Metoda este foarte simplă și rapidă însă, precizia ei fiind redusă ($\pm 10\%$), nu se poate aplica decît în cazul oțelurilor cu conținut ridicat de austenită reziduală.

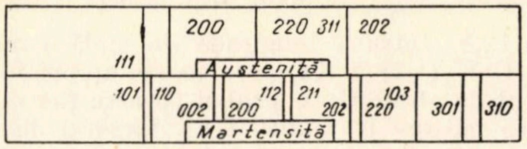


Fig. 5

Rezultate mult mai bune în determinarea austenitei reziduale dau metodele bazate pe folosirea intensității integrale (ecuația 7a) care se poate determina fie microfotometrînd roentgenograma înregistrată pe cale fotografică, fie prin metoda difractometrică. Se consideră pentru început metoda fotografică.

Roentgenograma unui oțel călit conține o serie de linii determinate de martensită și o serie de linii determinate de austenită. Poziția acestor linii pe roentgenogramă este dată schematic în figura 5, unde liniile austenitei sînt reprezentate separat de cele ale martensitei.

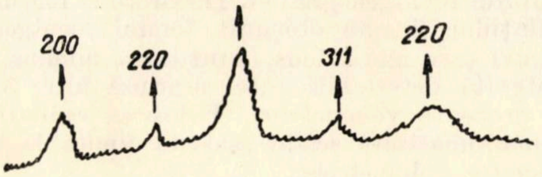


Fig. 6

Tot schematic, în figura 6, se arată și aspectul unei curbe microfotometrice ridicate de pe roentgenograma unui oțel călit care conține martensită și austenită reziduală.

Intensitatea integrată a unei difracții oarecare, de exemplu J_{211}, este egală cu suprafața de sub maximul respectiv al curbei microfotometrice și se poate determina experimental prin măsurarea acestei suprafețe. Se observă că produsul $\left(\frac{1}{v^2}\right) \cdot |F|^2 \cdot p \left(\frac{1 + \cos^2 2\,\theta}{\sin^2 \theta \cdot \cos \theta}\right) e^{-2M}$, care intră în expresia intensității integrate, nu depinde de cantitatea de fază, ci numai de indicii planului și de parametrul celulei, acest produs putînd fi determinat ușor prin calcul. Notîndu-se acest produs prin R, intensitatea integrată pentru două linii, una aparținînd martensitei iar cea de-a doua austenitei, se poate scrie:

$$J_\alpha = K \cdot R_\alpha \cdot P_\alpha \cdot A(\theta_\alpha) \quad (11\text{ a})$$

și:

$$J_\gamma = K \cdot R_\gamma \cdot P_\gamma \cdot A(\theta_\gamma). \quad (11\text{ b})$$

Deoarece constanta K este aceeași pentru toate liniile roentgenogramei iar factorul de absorbție $A(\theta)$ nu depinde decît de unghiul θ, rezultă că:

$$P_\alpha \cdot A\,(\theta_\alpha) = \frac{J_\alpha}{R_\alpha} \quad (12\text{ a})$$

respectiv:

$$P_\alpha\, A\,(\theta_\gamma) = \frac{J_\gamma}{R_\gamma}. \quad (12\text{ b})$$

Determinînd intensitatea integrată și mărimea R pentru diferitele linii ale roentgenogramei, se poate trasa deci o diagramă în coordonate $P \cdot A(\theta) = f(\theta)$ cu două curbe: una pentru austenită și alta pentru martensită (fig. 7). Mai departe, deoarece pentru același unghi de difracție $A\,(\theta_\gamma) = A(\theta_\alpha)$, ecuația (12a) se poate obține prin înmulțirea ecuației (12 b) cu $\frac{P_\alpha}{P_\gamma}$. Cu alte cuvinte, ordonata unui punct de pe curba martensitei se poate obține înmulțind ordonata corespunzătoare a curbei austenitei cu raportul $\frac{P_\alpha}{P_\gamma}$.

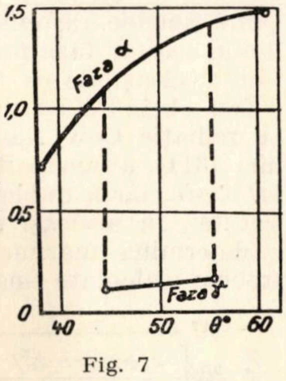


Fig. 7

Determinarea austenitei reziduale prin această metodă se reduce deci la construirea curbelor $P_\gamma \cdot A(\theta_\gamma) = f(\theta)$, respectiv $P_\alpha \cdot A(\theta_\alpha) = f(\theta)$ și la măsurarea cîtorva perechi de ordonate aparținînd celor două curbe, raportul ordonatelor care formează o pereche (ordonatele celor două curbe pentru același unghi θ) fiind egal cu raportul $\frac{P_\alpha}{P_\gamma}$. Cunoscînd acest raport, cantitatea de austenită reziduală se poate determina ușor, deoarece $P_\alpha + P_\gamma = 100$. Dacă alături de austenită și martensită se găsesc și carburi, se va folosi relaţia $P_\alpha + P_\gamma + P_c = 100$, procentul de carburi P_c putînd fi determinat fie metalografic, fie pe cale roentgenografică scriind şi pentru carburi o ecuaţie similară cu ecuaţiile (12 a) şi (12 b).

Metoda devine mai simplă dacă intensitatea integrată se măsoară difractometric. În acest caz făcînd raportul intensităţii integrate a două linii, prima aparţinînd austenitei, iar a doua martensitei, rezultă :

$$\frac{J_\gamma}{J_\alpha} = \frac{R_\gamma}{R_\alpha} \cdot \frac{P_\gamma}{P_\alpha}, \qquad (13)$$

unde J, R şi P au aceleaşi semnificaţii ca şi în relaţiile (11) şi (12). J_γ şi J_α se măsoară prin metoda difractometrică, iar R_γ şi R_α se calculează în modul arătat, astfel încît se poate determina uşor raportul $\frac{P_\gamma}{P_\alpha}$ şi, folosind relaţia $P_\alpha + P_\gamma = 100$, se determină procentul de austenită reziduală.

Dacă în afară de martensită şi austenită oţelul conţine şi carburi, se măsoară intensitatea integrată J_c pentru o linie a carburii, se scrie încă o ecuaţie $\frac{J_\gamma}{J_c} = \frac{R_\gamma}{R_c} = \frac{P_\gamma}{P_c}$ care, împreună cu relaţia $P_\alpha + P_\gamma + P_c = 100$, serveşte la calcularea procentelor de austenită, carburi şi martensită.

Pentru a ilustra modul de folosire a acestei metode, se consideră un oţel cu 1%C, care după călire conţine austenită reziduală şi martensită, liniile acestor faze prezente pe roentgenogramă fiind aceleaşi de pe figura 5. Roentgenograma a fost obţinută cu ajutorul unui difractometru cu radiaţie CoK_α. Intensitatea integrată a liniei (311) a austenitei este de 2,325 unităţi arbitrare, iar a dubletului (112)–(211) al martensitei, în aceleaşi unităţi, de 16,32. Pentru a determina mărimea R pentru liniile alese trebuie calculate mai întîi : volumul celulei elementare de austenită şi martensită ; factorul unghiular ; factorul de structură ; factorul de repetiţie ; factorul de temperatură.

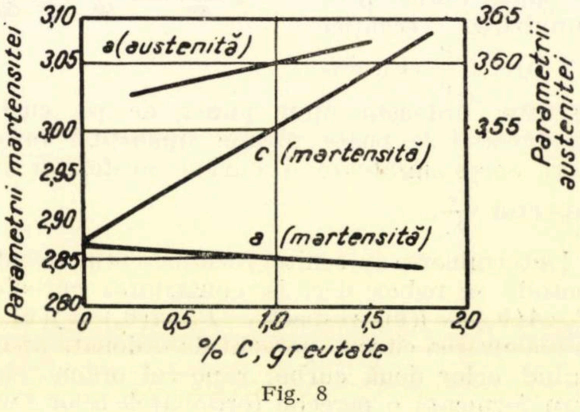


Fig. 8

Din figura 8, care reprezintă variaţia parametrilor austenitei şi ai martensitei cu conţinutul de carbon, se găseşte că, la 1%C, austenita are parametrul a = 3,597 Kx, deci volumul 46,4 $(Kx)^3$, iar martensita are parametri a = 2,852 Kx şi c = 2,975 Kx, deci volumul celulei 24,2 $(Kx)^3$.

Unghiul de difracţie care corespunde planului (311) al austenitei se determină din relaţia

$$\sin\theta = \frac{\lambda}{2a}\sqrt{h^2 + k^2 + e^2} = \frac{1{,}7872}{2 \cdot 3{,}597}\sqrt{11} = 0{,}822$$

deci $\theta_\gamma = 55{,}18$. În mod asemănător, folosind relaţia (1 b), se găseşte că unghiul de difracţie care corespunde planului (211) al martensitei este $\theta_\alpha = 49{,}90°$. Deoarece radiaţia folosită a fost filtrată obişnuit fără monocromator, factorul unghiular $L \cdot P$ se determină cu ajutorul relaţiei (4a). Se obţine pentru planul (311) al austenitei $L \cdot P = 2{,}91$, iar pentru dubletul (112) – (211) al martensitei, $L \cdot P = 2{,}73$. Factorul de structură $|F|^2$ pentru planul (311) al austenitei se calculează cu ajutorul relaţiei $|F|^2 = 16\ f^2$. Deoarece $\frac{\sin\theta}{\lambda} = 0{,}46$, din tabela 1 rezultă $f = 12{,}8$. Întrucît lungimea de undă a radiaţiei CoK_α (1,7872 Kx) este foarte apropiată de saltul de absorbţie al probei (pentru fier saltul K se găseşte la 1,7394 Kx), factorul de dispersie efectivă este mai mic cu patru unităţi, deci se va considera $f = 8{,}2$. Rezultă deci $F = 32{,}8$ şi $|F|^2 = 1070$. Pentru dubletul (112)–(211) al martensitei, $|F|^2 = 4f^2$. Deoarece $\frac{\sin\theta}{\lambda} = 0{,}425$, din tabela 1 rezultă că $f = 12{,}8$ şi, ţinînd seamă de corecţie, $f = 8{,}8$ deci $F = 17{,}6$, respectiv $|F|^2 = 310$. Factorul de repetiţie pentru planul (311) al austenitei şi pentru planul (112) al martensitei este egal cu 24 (tabela 2) ; factorul de temperatură pentru planul (211) este egal cu 0,860, iar pentru planul (211), de 0,875 (fig. 2). Rezultă în acest fel : $R_{(311)\gamma} = 29{,}7$ şi $R_{(211)\alpha} = 30{,}2$. Mai departe, din relaţia (13) se obţine : $\frac{P_\gamma}{P_\alpha} = 0{,}145$, de unde $P_\gamma = 2{,}5\%$ austenită reziduală.

Sensibilitatea metodelor descrise este cu atît mai ridicată, cu cît este mai mică intensitatea fondului roentgenogramei. Deoarece la folosirea radiaţiilor filtrate obişnuit fondul roentgenogramei este mai intens, cantitatea minimă de austenită detectabilă este cuprinsă între 5 şi 10 procente volumetrice. Folosirea radiaţiilor monocromatizate scade această limită la 0,1 procente volumetrice.

BIBLIOGRAFIE

[1] Cullity B. D. *Elements of X-ray Diffractions.* Londra, Addison Wesley, 1959.
[2] Landa R. A. *Determinarea austenitei reziduale din oţeluri.* Laboratorul uzinei, nr. 1, 1956, p. 93.
[3] Kaceanov N. N. şi Mirkin L. I. *Roentgenostructurnîi analiz.* Moscova, Maşghiz, 1960.
[4] Malţev M. V. *Roentgenografia metallov.* Moscova, Mettallurghizdat, 1952.
[5] Umanskii Ia. S. *Roentgenografia metallov.* Moscova, Metallurghizdat, 1952.

CZ 669.183.23.054.8 : 614.8

Prevenirea accidentelor la colectarea metalelor vechi provenite din muniţii

M. FOTA
Intreprinderea pentru colectarea metalelor

Economia naţională primeşte în permanenţă, prin intreprinderea pentru colectarea metalelor, o importantă cantitate de metale vechi.

Printre metalele vechi colectate se găsesc şi elemente de muniţii rămase în munţi, cîmpii, gospodării sau alte locuri, din timpul celui de-al doilea război mondial, material periculos, la a cărui colectare, manipulare, depozitare şi livrare pentru retopire la marile uzine trebuie avută o deosebită grijă.

Printre elementele de muniţii care ajung la depozitele de colectare I.C.M. se găsesc : tuburi de artilerie goale fără pulbere în interior, fără şuruburi port-amorsă, tuburi sau capse-amorsă, percutate, obuze complet descărcate de încărcătura de explozie, bombe goale complet descărcate, grenade goale şi fără cartuş de ampenaj, focoase arse sau distruse fără detonatoare sau dezmembrate în elemente componente fără elemente active (capse de aprindere detonatoare) schije mari, capete de proiectile, funduri de proiectile care trebuie să fie complet golite de încărcătura explozivă, schije mărunte fără urme de exploziv, obuze lestate complet descărcate de încărcătura lest (smoală, nisip etc.), lovituri de exerciţiu dezmembrate, goale de încărcătura lest, elemente de muniţii selecţionate, dezmembrate etc.

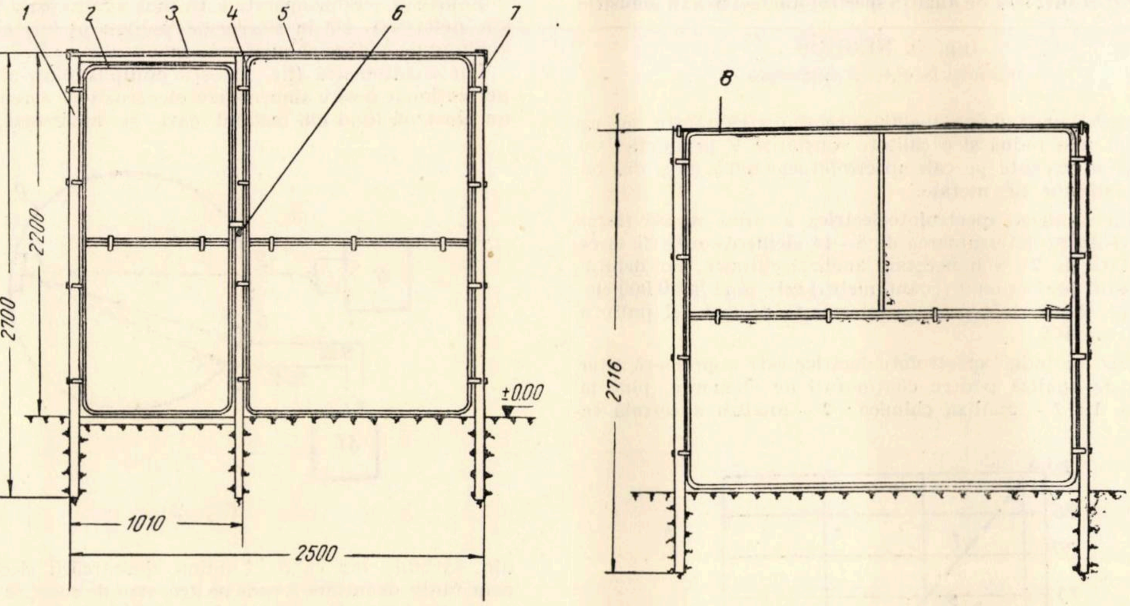


Fig. 1

Toate aceste materiale provenite din muniţii se manipulează cu deosebită grijă în timpul colectării, încărcării, transportului, descărcării, luîndu-se bucată cu bucată, fără a se lovi, trînti sau arunca. Ele se controlează în interior cu atenţie.

Pentru manipularea muniţiilor se întrebuinţează personal apt pentru muncă şi special instruit, care lucrează sub supravegherea şefului formaţiei de lucru.

Dacă în timpul încărcării, manipulării şi descărcării se constată că unele elemente de muniţii sînt active (incomplet delaborate), acestea vor fi separate şi depozitate într-o boxă separat amenajată.

Prezentînd pericol de explozie, obuzele, proiectilele şi bombele prevăzute cu focoase se transportă la boxă în poziţie orizontală, manual sau pe targă, evitîndu-se zdruncinările, lovirile sau schimbarea poziţiei. Drumul de acces spre boxă se va elibera în prealabil.

Depozitarea elementelor de muniţii delaborate se face în boxe amenajate. În poziţia cea mai vizibilă boxa va purta o tăbliţă indicatoare cu următorul text: ,,Material de muniţie delaborat''.

În boxă, muniţiile se depozitează în stive pe cît posibil pe calibre, schijele punîndu-se separat.

La formarea stivelor se va avea în vedere ca materialele să nu aibă posibilitatea de răsturnare, situație care poate genera accidente.

Elementele de muniții periculoase (incomplet delaborate) se depozitează într-o boxă special închisă (fig. 1 : *1* — ramă ; *2* — ușă ; *3* — panou acoperiș ; *4* — panou mic ; *5* — sîrmă ; *6* — lacăt ; *7* — stîlp ; *8* — panou mare). Boxa este confecționată din panouri cu plasă, sudate între ele, acoperite cu tablă.

Ea este amenajată într-un loc izolat și complet închisă sub cheie. Se va evita depozitarea în apropierea acestei boxe a materialelor inflamabile, iar în jurul ei se va lăsa căi libere de acces. Este obligatoriu montarea inscripției „Atențiune! E pericol, material exploziv" în locul cel mai vizibil al boxei.

În interiorul acestei boxe se depozitează muniții mărunte, pînă la calibrul de 60 mm, și materiale de mică dimensiune, ca : focoase, detonatoare, grenade etc. Ele vor fi închise sub cheie în cutii metalice, așezîndu-se pe un singur rînd, fără a se ciocni sau lovi între ele.

Tot în această boxă se depozitează și munițiile fără focoase, de la calibrul de 60 mm în sus.

Pentru a se asigura stabilitatea materialului, ele se așază direct în stive care nu pot depăși înălțimea de 0,50 m.

Muniția cu focoase se așază pe maximum două rînduri, pe chituci de lemn. Proiectilele cu urme uleioase la ochiul focosului, pe corp sau fund (exploziv alterat) se așază pe un singur rînd.

Se va ocroti acest material de razele solare, prin acoperire cu tablă.

Nu este permisă nici un fel de operație de resortare, prelucrare, dezmembrare a elementelor de muniții, indiferent de starea lor.

Obligația tuturor cetățenilor, întreprinderilor sau instituțiilor care întîlnesc astfel de materiale, ocazional, este de a anunța organele de miliție locale, fără a le atinge sau a le mișca din loc.

Păstrarea elementelor de muniții găsite în case, curți, fabrici, instituții sau depozitarea lor pe timp îndelungat este total interzisă.

EXTRASE

Aplicarea metodei de analiză spectrofotoelectrică în industrie

Ing. O. NEGRUȘ
Institutul de cercetări metalurgice

In unele mari uzine metalurgice din străinătate cu un sortiment mai redus și o calitate constantă a producției s-a ajuns să se execute pe cale spectrofotoelectrică 95 % din totalul analizelor de metale.

Durata analizei spectrofotoelectrice a unui metal (feros sau neferos) cu determinarea de 8—14 elemente este de circa 5 min față de 2—8 h necesare analizei chimice, iar debitul unui aparat perfecționat (cuantometru) este pînă la 30 000 elemente pe săptămînă, ceea ce înlocuiește munca cel puțin a 100 de analiști.

Precizia metodei spectrofotoelectrice este superioară altor metode de analiză pentru conținuturi de elemente pînă la 1 % (fig. 1 : *1* — analiza chimică ; *2* — analiza spectrală cu înregistrare fotografică ; *3* — analiza spectrală cu înregistrare fotoelectrică) și în cazul existenței condițiilor necesare se obțin rezultate sigure și pentru conținuturi mai mari (Cr pînă la 25 %, Zn și Cu pînă la 50 % etc.).

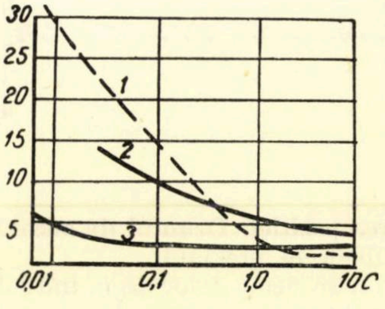


Fig. 1

Folosirea acestor aparate este mai avantajoasă în metalurgia neferoasă, iar în siderurgie pentru oțeluri aliate, adică acolo unde analiza chimică este mai anevoioasă.

Un cuantometru (fig. 2) este compus dintr-un generator perfecționat *G* care alimentează electrozii cu curent electric *1*, un electrod fiind din metalul care se analizează, iar altul, din cărbune sau cupru. Lumina descărcării electrice trece prin fanta de intrare *2*, cade pe grătarul de cuarț cu difracție *3*, se descompune în spectru și se dirijează spre fantele de ieșire (canale), care permit trecerea numai a anumitor lungimi de undă. Deci numărul total al canalelor cuprinde liniile tuturor elementelor care se analizează și liniile de referință.

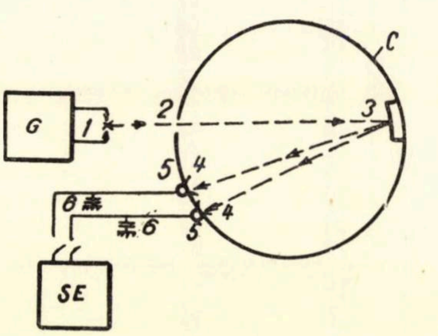


Fig. 2

Simultan se analizează 8—14 elemente care formează un program analitic și care se alcătuiește automat în urma unei comenzi. Fiecare canal posedă o instalație proprie pentru transformarea energiei de lumină în energie electrică *5*, care încarcă condensatorii de acumulare *6* în decursul timpului de expunere. Raportul dintre valorile de încărcare ale condensatorilor de la element și de la linia de referință se evaluează cu ajutorul sistemului electronic de măsurare *SE* și conținutul elementului respectiv se citește după curba trasată cu ajutorul probelor etalon.

În figura 3 este prezentat graficul de determinare a Si(*I*), Mn (*II*), Ti (*III*), Cr (*IV*) şi Ni (*V*) din oţeluri inoxidabile. Pe verticală sînt trecute indicaţiile dispozitivului de măsurare, iar pe orizontală – logaritmul concentraţiei elementului respectiv.

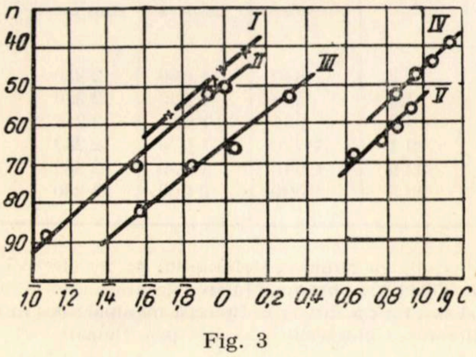


Fig. 3

Instalaţiile complexe (cuantometre) sînt înzestrate cu 30–70 canale de lucru şi mai multe programe analitice, sînt complet automatizate, au precizia şi debitul mare. Sînt însă scumpe şi necesită condiţii bine determinate pentru funcţionare. Instalaţiile de tip intermediar ca posibilităţi analitice au circa 20 de canale. Tot aici se încadrează şi aparatele care lucrează cu două canale pe principiul deplasării, unul fiind fix pentru linia de referinţă, iar altul mobil în lungul spectrului cu opriri în dreptul liniilor analitice cuprinse în programul comandat. Aceste aparate sînt destinate întreprinderilor mijlocii cu un sortiment destul de variat. Instalaţiile cele mai simple sînt compuse din dispozitive pentru evaluarea fotoelectrică, care se adaptează la spectrografele obişnuite. Posibilităţile lor sînt mult mai reduse din cauza dispersiei mici a spectrografelor obişnuite, dilatărilor termice etc. În sfîrşit, din categoria aparatelor specializate fac parte aparatele cu vid destinate determinării C, P şi S din oţeluri (cuantovac) şi aparate pentru determinarea elementelor cu un conţinut ridicat.

Etalonarea aparatelor se face cu ajutorul complexelor de probe etalon specifice tipului de oţel care urmează să fie analizat şi care se livrează cu aparatul, iar probele turnate care se analizează se fac numai din oţel calmat, supus tratamentelor bine determinate.

Folosirea etaloanelor garantate, care exclud influenţa factorului „al treilea component" (totalitatea elementelor care nu participă la evaluarea elementului analizat), nu exclude însă în unele cazuri greşeli determinate de influenţa reciprocă a elementelor la evaporare, care pot fi produse şi de diferenţa conţinutului în C sau Si de 0,5% sau în Al de 0,15%, şi care nu sînt excluse în cazul unei serii de probe mai puţin omogene.

Dilatările termice şi trepidaţiile trebuie să fie reduse la minimum pentru a împiedica ieşirea parţială sau totală a liniilor analitice din fante şi se cere respectarea umidităţii admise a mediului şi a stabilităţii curentului electric, pentru a evita deranjamente de lungă sau de scurtă durată. În general punerea în funcţiune a unei instalaţii de acest gen este foarte complicată şi poate să fie executată numai de firma furnizoare.

Alegerea tipului de aparat se face în funcţie de specificul întreprinderii metalurgice, iar în cazul existenţei mai multor întreprinderi în aceeaşi localitate este rentabilă înfiinţarea unui laborator independent pentru o deservire comună. (Recuperarea preţului de cost a unui cuantometru în S.U.A. se face în 2–3 ani.)

Exploatarea acestor aparate nu este posibilă fără aprovizionare continuă cu etaloane şi piese de schimb, unele piese avînd o durată de funcţionare sau de depozitare mai redusă (exemplu, celule fotoelectrice).

Timpul extrem de redus ocupat de analiza spectrofotoelectrică creează avantaje mari, deoarece permite efectuarea unui control mult mai riguros al fabricaţiei, ceea ce duce la ridicarea calităţii producţiei şi la micşorarea rebuturilor. Din această cauză, introducerea acestui nou mijloc analitic în industrie a fost privită, la timpul său, în unele ţări ca o problemă extrem de importantă.

Consecinţele folosirii fierului vechi mărunţit în oţelăriile electrice. Magness W. R. şi Burlingame R. D. Journal of Metals, 17, nr. 5, 1965, p. 558–560.

În vederea folosirii în măsură mai mare a resurselor însemnate de fier vechi, au fost realizate recent noi instalaţii cu ajutorul cărora se îmbunătăţesc apreciabil caracteristicile fizice şi chimice ale acestui material. În S.U.A. a fost dată în exploatare o instalaţie perfecţionată, care prelucrează obiecte diferite, inclusiv automobile, şi le transformă în fier vechi mărunt cu dimensiuni cuprinse între 10 şi 100 mm. Obiectele sînt transportate cu ajutorul unei benzi înclinate la alimentarea unei mori foarte puternice cu ciocane, care fragmentează metalul; apoi se efectuează separarea magnetică a părţilor nemetalice şi a pieselor distincte de metale neferoase. Instalaţia mai cuprinde şi o bandă pentru separarea manuală a pieselor feroase, care cuprind metale neferoase, precum şi o bandă de control a produsului. De asemenea, este prevăzut să se realizeze în viitor recuperarea metalelor neferoase scoase din circuitul de prelucrare a fierului.

Greutatea volumică, în vrac, a produsului, este deosebit de ridicată : 1,0–1,1 sau 1,2–1,3 t/m^3 faţă de 0,8–1,0 t/m^3, în cazul pachetelor obţinute la prese puternice, şi de 0,6–0,7 t/m^3, în cazul fierului „greu" colectat.

Comparat cu fierul vechi obişnuit, noul produs, avînd dimensiuni reduse, poate fi transportat pe benzi de cauciuc şi depozitat în silozuri prevăzute cu alimentatoare obişnuite ; de asemenea, avînd un unghi de taluz mare şi o greutate volumică ridicată, pot fi folosite spaţii reduse pentru depozitarea unei cantităţi mari de fier.

Exploatarea, timp de peste un an, a unui cuptor electric de 100 t, la care a fost folosită o încărcătură formată numai din fier mărunţit, a dat rezultate deplin satisfăcătoare : s-a redus numărul de bene cu fier vechi de la 4 la 3, scurtîndu-se perioada de încărcare a cuptorului. S-a constatat că fierul vechi mărunţit nu provoacă dificultăţi (nu se sudează şi nu se oxidează în timpul topirii). Fierul vechi cu greutate volumică de 1,0–1,1 t/m^3 se topeşte în acelaşi timp ca cel obişnuit, iar cel de 1,2–1,3 t/m^3, considerabil mai repede. Folosirea fierului mărunţit prezintă avantaje în ceea ce priveşte „scoaterea" de oţel, care este ridicată, ca urmare a înlăturării complete a materialelor nemetalice. De asemenea, datorită dimensiunilor apropiate, noul material este omogen, ceea ce influenţează favorabil consumurile de energie, de electrozi şi de materiale refractare. Se apreciază, pe de altă parte, în mod deosebit, gradul înalt de puritate a metalului, conţinutul extrem de redus de elemente neferoase, precum şi variaţiile foarte mici ale acestor impurităţi.

Producerea lingourilor foarte mari pentru laminorul de benzi. Glasgow J. A. şi Minta R. E. Iron and Steel Engineer, nr. 12, 1965, p. 105 – 107.

În anul 1965 a intrat în funcţiune la Cleveland un laminor nou de benzi de 2 030 mm al firmei Jones & Laughlin, construit pentru brame pînă la 27 t greutate, care înlocuieşte un laminor montat în anul 1931 şi produce rulouri de maximum 9,5 t (în medie 5,85 t).

Pentru dimensiunile maxime ale benzilor s-au turnat experimental lingouri direct conice din oţel necalmat, avînd 965 × × 2 080 × 2 280 mm (29,5 t), care au fost transformate în brame la slebingul unei alte firme, deoarece agregatele de degrosisare de la Jones & Laughlin nu permit prelucrarea acestor lingouri. În tabela 1 sînt arătate dimensiunile lingourilor de la Jones & Laughlin din trecut, în prezent şi cele prevăzute pentru viitor, cînd toate utilajele vor fi modificate pentru a putea produce rulouri cu o greutate unitară de 17,8 kg/mm, pentru lăţimi pînă la 1 525 mm.

Greutatea medie a lingourilor a crescut de la 8,7 la 16,7 t, iar în final va ajunge la 22,5 t.

Prin utilizarea lingourilor mai grele se reduce numărul de lingotiere şi de vagoane de turnare, iar secţiunea mărită permite utilizarea unor orificii mai mari, ceea ce micşorează

Tabela 1

În trecut				În prezent				În viitor			
Dimensiuni, mm			Greutatea, t	Dimensiuni, mm			Greutatea, t	Dimensiuni, mm			Greutatea, t
Grosimea	Lățimea	Înălțimea		Grosimea	Lățimea	Înălțimea		Grosimea	Lățimea	Inălțimea	
560	915	1 730—1 930	5,7	815	965	2 280	10,7	840	1 090	2 280	12,8
610	1 070	1 730—1 930	7,3	965	1 120	2 280	14,9	940	1 220	2 280	16,1
610	1 320	1 730—1 930	8,9	965	1 270	2 280	17,0	965	1 420	2 280	19,3
635	1 525	1 730—1 930	10,6	965	1 420	2 280	19,1	1 020	1 570	2 280	22,5
685	1 830	1 730—1 930	14,7	940	1 750	2 280	22,9	1 045	1 750	2 280	25,6
				790	2 030	2 280	22,5	1 090	2 060	2 280	32,0

timpul de turnare a unei şarje. Consumul de lingotiere a fost redus la 22 kg/t. Numărul de lingouri pe şarje a fost redus cu 48 %, iar în viitor va fi redus cu 60 %, ceea ce va micşora timpii de stripare şi preparare a lingotierelor.

Mărirea lingourilor a dus la creşterea duratei de solidificare şi deci a timpului de predare a lingourilor la cuptoare adînci.

Tabela 2

În trecut		În viitor	
Dimensiunile lingoului, mm	Capacitatea unei celule, t	Dimensiunile lingoului, mm	Capacitatea unei celule, t
560 × 915 × 1 730	66	815 × 965 × 2 280	132
610 × 1 070 × 1 730	72	965 × 1 120 × 2 280	151
610 × 1 320 × 1 730	71	965 × 1 270 × 2 280	169
635 × 1 525 × 1 830	86	965 × 1 420 × 2 280	156
685 × 1 830 × 1 930	87,5	940 × 1 750 × 2 280	135
		790 × 2 030 × 2 280	135

Productivitatea bluming-slebingului pe ora efectivă a crescut de la 202 la 254 t brame. Mărirea greutăţii medii a bramelor de la 7,4 la 14,2 t a dus la reducerea manipulărilor în depozit şi la micşorarea pierderilor de oţel prin flamare.

Prin obţinerea unor rulouri mai grele se măreşte productivitatea la decapare cu 20 % şi se elimină sudurile intermediare.

Prin introducerea formatelor noi de lingouri, consumurile specifice de oţel au fost reduse în felul următor : lingou — bramă 0,5 % ; bramă — bandă laminată la cald 0,4 % ; bandă laminată la cald — bandă decapată 0,8 %.

Din tabela 3 rezultă că segregaţiile de carbon şi sulf în cazul lingourilor experimentale de 29,5 t n-au fost mai pronunţate decît la lingourile mai mici, de 14,4 t. Aceleaşi concluzii au rezultat şi în urma analizei segregaţiei manganului şi fosforului (analiza segregaţiilor s-a făcut pe probe luate din benzi laminate la rece).

Proprietăţile mecanice ale benzilor laminate la rece sînt comparabile cu cele corespunzătoare lingourilor mai mici, cu condiţia respectării compoziţiei chimice prescrise.

Tabela 3

Înălţimea lingoului, %	Segregaţia de carbon. Compoziţia chimică (în oală) 0,07 %C; 0,38% Mn; 0,008% P: 0,019%S						Segregaţia de sulf. Compoziţia chimică (în oală): 0,33 % Mn; 0,008% P: 0,013% S					
	Lingou de 965 × 2 080 × 2 280 mm (29,5 t)			Lingou de 685 × 1 830 × 1 930 mm (14,4 t)			Lingou de 965 × 2 080 mm (29,5 t)			Lingou de 685 × 1 830 × 1 930 mm (14,4 t)		
	C, %			C, %			S, %			S, %		
	Margine	1/4 din lăţime	Centru	Margine	1/4 din lăţime	Centru	Margine	1/4 din lăţime	Centru	Margine	1/4 din lăţime	Centru
90	0,05	0,06	0,06	0,05	0,06	0,06	0,015	0,017	0,016	0,014	0,017	0,019
80	0,05	0,06	0,06	0,06	0,07	0,07	0,014	0,016	0,017	0,015	0,016	0,015
70	0,05	0,06	0,06	0,06	0,07	0,07	0,016	0,016	0,018	0,014	0,018	0,016
60	0,05	0,06	0,06	0,06	0,07	0,07	0,016	0,015	0,017	0,014	0,017	0,016
40	0,04	0,04	0,05	0,04	0,04	0,06	0,013	0,013	0,013	0,013	0,013	0,013
20	0,04	0,04	0,04	0,04	0,04	0,05	0,011	0,012	0,011	0,011	0,011	0,012
10	0,04	0,04	0,04	0,03	0,04	0,05	0,011	0,012	0,011	0,011	0,010	0,011

Avînd însă în vedere creşterea capacităţii cuptoarelor (tabela 2) productivitatea acestora, precum şi consumul de combustibil au rămas aceleaşi ca înainte.

In concluzie, cercetările experimentale au arătat că lingourile foarte grele prezintă o serie de avantaje economice, fără să influenţeze negativ asupra calităţii benzilor.

Însuşirea laminării tablelor subţiri la laminorul semicontinuu 2800/1700. Beniakovski M. A., Burstain Ia. A. şi Melnikov O. A. Stal, nr. 8, 1965, p. 722–725.

Laminorul 2800/1700 mm de la Cerepoveţk este de tip combinat, sortimentul său cuprinzînd benzi în rulouri de 2—8 mm grosime şi 700—1 550 mm lăţime, precum şi table groase de 8—50 mm grosime, 1 000—2 530 mm lăţime şi max. 18 m lungime. Trenul degrosisor cuprinde două caje reversibile (duo şi cvarto) cu lungimea tăbliei de 2800 mm, iar trenul finisor cuprinde 6 caje cvarto, cu lungimea tăbliei de 1 700 mm.

Exepriența de exploatare a arătat că laminorul combinat de table groase şi benzi late prezintă următoarele dezavantaje de bază : folosirea neraţională a utilajelor datorită utilizării incomplete a subsecţiilor ; răcirea excesivă a materialului din cauza distanţei mari dintre trenul degrosisor şi finisor ; forma necorespunzătoare a semifabricatului obţinut la trenul degrosisor, datorită lungimii mari a tăbliei cilindrilor şi laminării unei game largi de lăţimi la aceeaşi caja.

În cursul exploatării au fost îmbunătăţite unele elemente tehnologice şi constructive ale laminorului, ceea ce a contribuit la îmbunătăţirea calităţii benzilor şi la mărirea productivităţii laminorului.

Pentru obţinerea unui profil îmbunătăţit al benzii s-a modificat construcţia lagărelor cilindrului inferior al cajei duo (micşorînd astfel diferenţele de grosime pe secţiune), manipulatoarele de la cajele reversibile au fost întărite (obţinînd o ghidare şi centrare corectă) şi a fost introdus un sistem de reglare automată a grosimii la trenul finisor. Pentru a mări exactitatea dimensională, s-au montat dispozitive automate de măsurare a grosimii şi lăţimii după trenul finisor. Pentru a obţine o formă îmbunătăţită a rulourilor, s-a redus presiunea aerului în cilindrii pneumatici de la rolele de formare şi s-a mărit puterea motoarelor de acţionare a acestor role. Telescopicitatea rulourilor este în general sub 50 mm.

Cercetările au arătat că suprafaţa benzilor este influenţată în cea mai mare măsură de calitatea bramelor şi de condiţiile de încălzire. Pe lîngă o serie de măsuri luate pentru a îmbunătăţi aceşti factori, s-au montat construcţii noi de duze pentru deţunderizare, s-au introdus filtre eficace în circuit şi s-a mărit presiunea apei la 100 at.

În urma măsurilor luate, cantitatea de table laminate la cald, de calitatea a II-a, din cauza defectelor de suprafaţă (ţunder) s-a micşorat de la 0,82 % în 1963 la 0,23 % în trimestrul IV/1964.

În cursul exploatării s-a cercetat amănunţit şi s-a îmbunătăţit regimul de temperaturi la laminare. Din cauza distanţei mari dintre trenul degrosisor şi finisor (136 m) şi a vitezei reduse a căii cu role intermediare (2 m/s) temperatura semifabricatului era întotdeauna sub 1 030°C (faţă de 1 080—1 130°C cît este optim), astfel că temperatura la sfîrşitul laminării era de 750—770°C la banda de 2 mm, respectiv de 790—820°C la banda de 3 mm. Prin mărirea vitezei căii cu role intermediare la 3,2 m/s şi micşorarea răcirii benzii de apa de răcire a cilindrilor, aceste temperaturi au fost mărite la 810—840°C, respectiv peste 850°C.

Pentru a asigura o răcire mai eficace a benzii pe calea cu role de evacuare, sistemul iniţial cu duşuri a fost înlocuit cu un sistem nou, cu scurgere laminară a apei, realizîndu-se astfel un contact mai intim între apă şi metal. Scurgerea laminară se obţine cu ajutorul unor sifoane montate în 20 de rezervoare, dispuse în 4 secţii. Prin utilizarea sistemului nou de răcire, temperatura de înfăşurare a scăzut cu 20—50°C, structura benzilor s-a îmbunătăţit simţitor, iar procentajul tablelor pentru ambutisare extra-adîncă a fost ridicat la 8 %.

Pentru obţinerea unui profil optim al cilindrilor şi deci al benzilor s-a aplicat metoda alungirilor egale, pe baza căreia a rezultat profilarea cilindrilor de lucru superiori ai cajelor finisoare (tabela 1), cilindrii de lucru inferiori şi cei de sprijin avînd formă cilindrică.

Prin noua profilare a cilindrilor de lucru, pe lîngă îmbunătăţirea formei benzilor, s-a redus consumul specific pentru aceşti cilindri de la 1,249 kg/t în 1963 la 0,892 kg/t în 1964. Prin mărirea diametrului fusurilor cilindrilor de sprijin, rezistenţa lor a fost mărită cu 20 %, iar consumul specific s-a redus la 0,553 kg/t.

Tabela 1

Caja	Perioada de lucru a cilindrilor de sprijin, zile		
	pînă la 3	4–15	16–22
	Cantitatea metalului laminat, mii tone		
	pînă la 10	pînă la 50	pînă la 65
	Profilarea cilindrilor, mm		
I	−0,15	−0,10	−0,10
II	−0,10	−0,05	−0,05
III	0,00	0,00	+0,10
IV	+0,05	+0,10	+0,15
V	+0,05	+0,10	+0,15
VI	0,00	+0,05	+0,10

În cei cinci ani de funcţionare a laminorului, pe lîngă îmbunătăţirea calităţii produselor, s-a obţinut o mărire a productivităţii de trei ori.

Cuptoare de tip continuu pentru reîncălzirea bramelor. C. Cone. Iron and Steel Engineer, octombrie, 1965, p. 99–105.

Cuptoarele de tip continuu asigură o serie de avantaje la reîncălzirea bramelor, în special în cazul turnării continue. La un laminor nou planetar, alimentat cu brame turnate continuu, de 61 m lungime şi 54 t greutate, s-a instalat un cuptor de încălzire cu role, de 122 m lungime, avînd o productivitate de 215 t/h la încărcare rece (1 450 kg/m² şi h). Un cuptor similar este în construcţie în Japonia, la un alt laminor planetar alimentat cu brame turnate continuu.

Cuptoarele cu role prezintă soluţia optimă în ceea ce priveşte uniformitatea încălzirii, starea suprafeţei, programarea şi întreţinerea. Încadrarea lor însă în unităţi cu capacităţi mari de producţie este dificilă ; de aceea, în asemenea cazuri sînt de preferat cuptoarele cu vatră păşitoare.

Laminorul nou de benzi la cald de 2 030 mm de la Granite City, avînd 11 caje, o putere instalată a acţionărilor principale de 105 000 C.P. şi comandă complet automată, prin maşină de calcul, va fi alimentat cu brame încălzite în patru cuptoare cu vatră păşitoare, din care iniţial se construiesc trei. Bramele vor avea iniţial max. 254 mm grosime, 10 100 mm lungime şi 36 t greutate. Cuptoarele sînt dimensionate pentru a permite încălzirea bramelor pînă la 355 mm grosime, au lungimea de 34,2 m, lăţimea de 11 m şi productivitatea de 270 t/h.

La acest laminor s-au adoptat cuptoare cu vatră păşitoare pentru a elimina dezavantajele cuptoarelor cu propulsie : 1) raportul între lungimea cuptorului şi grosimea bramei nu poate depăşi circa 250 fără pericolul de încălecare a bramelor şi din acelaşi motiv bramele trebuie introduse în cuptor cu grosimea crescîndă ; 2) cuptorul cu propulsie nu este autodescărcător, ceea ce măreşte pierderea de metal prin oxidare în timpul opririlor ; 3) temperatura bramelor nu este uniformă, fiind diferenţe apreciabile între temperatura feţei superioare şi inferioare, iar urmele şinelor de glisare produc dungi negre ; 4) defecte de suprafaţă a bramelor, datorită alunecării pe şinele de glisare şi pe vatra refractară din zona de egalizare, datorită lipirii oxidului sau a bramelor între ele, precum şi datorită descărcării prin alunecare ; 5) poziţia uşii de descărcare faţă de nivelul vetrei şi aranjarea în acelaşi sens a tuturor arzătoarelor nu permit menţinerea atmosferei reducătoare sau neutre dorite.

Bramele sînt aduse în faţa cuptoarelor cu vatră păşitoare pe o cale cu role şi introduse cu împingătoare a căror mişcare comandă mecanismul de acţionare a vetrei. Bramele se deplasează în cuptoare printr-o mişcare de paralelogram a vetrei şi sînt evacuate cu o maşină de extracţie avînd o serie de braţe care se introduc între şinele fixe şi mobile ale vetrei, ridică brama şi o depune pe calea cu role de alimentare a laminorului, comanda fiind dată de maşina de calcul. Vatra păşitoare are patru şine mobile şi şase şine fixe.

Fiecare cuptor are şase zone de reglare termică : trei superioare şi trei inferioare. Se prevede posibilitatea reglării temperaturii și pe lățimea cuptoarelor, pentru a obține o încălzire diferențiată a bramelor pe lungime. La productivitatea maximă, temperatura va fi aceeași pe toată lungimea cuptoarelor, cu corectarea temperaturii zonelor inferioare pentru a compensa pierderile prin apa de răcire. La productivități mai mici, temperatura în primele zone ale cuptorului va fi mai redusă, în scopul economiei de combustibil.

Cuptoarele cu vatră pășitoare asigură o productivitate mărită cu circa 30 % față de cuptoarele cu propulsie clasică, deoarece cele două fețe ale bramelor sînt expuse transmisiei directe a căldurii, pe toată lungimea vetrei. Datorită amplasării ușii de descărcare la nivelul vetrei și a arzătoarelor în pereții laterali, cantitatea de aer fals este redusă la minimum și cuptorul poate lucra permanent cu o presiune pozitivă constantă; cantitatea de oxid este deci substanțial micșorată. Oxidarea este redusă și prin faptul că încălzirea și răcirea cuptorului se poate face fără încărcătură. De asemenea, în cazul deranjamentelor la laminor, descărcarea cuptorului nu prezintă nici o problemă.

În timpul avansului bramelor în cuptor, între ele rămîne un mic spațiu, astfel că nu există pericolul sudării sau acumulării oxizilor între fețele laterale. Sistemul de transport și evacuare a bramelor din cuptor elimină posibilitatea apariției unor defecte de suprafață. Ordinea de încărcare a bramelor și dimensiunile lor nu au nici o influență asupra bunei funcționări a cuptorului. Între brame se poate lăsa un spațiu pentru a marca șarjele diferite.

Întreținerea cuptorului este simplă, datorită temperaturii uniforme pe toată lungimea vetrei (deci materialul refractar lucrează în condiții avantajoase), datorită eliminării vetrei refractare din zona de egalizare care necesită reparații frecvente la cuptoarele cu propulsie, precum și datorită posibilității de evacuare rapidă a bramelor din cuptor.

Uniformitatea încălzirii este mai ridicată decît la cuptoarele cu propulsie, datorită eliminării șinelor de glisare (contactul cu șinele vetrei pășitoare este neliniar), precum și eliminării infiltrării aerului prin ușa de descărcare a bramelor.

Deși investiția pentru cuptorul propriu-zis este mai ridicată decît la un cuptor cu propulsie, pe ansamblu sînt economii importante datorită reducerii suprafeței vetrei pentru aceeași productivitate (sau chiar a numărului de cuptoare), micșorării mașinii de împins și eliminării amortizoarelor de la descărcare.

Consumurile de combustibil și de apă sînt similare cu cele de la cuptoarele cu propulsie. În schimb, se reduc considerabil cheltuielile pentru întreținere și, ceea ce este cel mai important, pierderile de oțel prin oxidare.

Laminorul pentru traverse cu tălpi late și paralele și pentru profile de la Shelton Iron & Steel Ltd. Druschke W. Demag Nachrichten, nr. 180, 1965, p. 18001—18008.

La uzina din Stoke-on-Trent a firmei Shelton Iron & Steel s-a pus în funcțiune un laminor nou de profile mari avînd următorul program de producție: traverse cu tălpi paralele 203×133—406×178 mm; traverse cu tălpi late și paralele 153×153 — 305×305 mm; oțel U. 102×51 — 432× ×102 mm; oțel cornier 102×102 — 203×203 mm; platbande (203—455) × max. 38 mm; șine max. 54 kg/m; țagle rotunde și pătrate.

Laminorul (fig. 1) este alimentat cu blumuri de 140×140— — 610×430 mm, obținute la o instalație de turnare continuă, care sînt divizate la două agregate de tăiere autogenă *1* și apoi încălzite în două cuptoare cu propulsie cu patru zone de cîte 60 t/h *2*. Linia de laminare cuprinde: o cajă degrosisoare orizontală *3*, un grup de caje intermediare *4* compus dintr-o cajă universală și o cajă de refulare; o cajă finisoare universală *5*. La laminarea profilelor obișnuite sau a țaglelor, grupul de caje intermediare și caja finisoare sînt înlocuite cu cîte o cajă duo, prevăzute în față și spate cu răsturnătoare tip clește. Caracteristicile cajelor sînt date în tabela 1.

Cilindrul superior al cajei degrosisoare are o cursă de 900 mm, iar în fața și spatele cajei sînt manipulatoare cu răsturnătoare. Schimbarea cilindrilor se face mecanizat, fără podul rulant. Caja universală intermediară este amplasată la circa 90 m de caja degrosisoare, avînd în spate, la 3,7 m, caja de refulare și este prevăzută cu liniale de ghidare. Caja finisoare, amplasată la 84 m de caja intermediară, este deservită de o cale cu role de evacuare dublă care alimentează cele două ferăstraie cu disc (primul este amplasat la 95 m de caja finisoare), prevăzute cu opritoare mobile *6*.

Tabela 1

Denumirea cajei	Diametrul cilindrilor, mm		Lungimea tăbliei, mm	Motorul de acționare	
	orizontali	verticali		Momentul de declanșare, tm	Turația, rot/min
Caja degrosisoare	1 050	—	2 200	225	0/50/120
Grupul de caje intermediare					
Caja universală	1 250	850	—	150	0/55/140
Caja de refulare	850	—	—	25	0/150/450
Caja intermediară duo	840	—	2 200	150	0/55/140
Caja finisoare universală	1 250	850	—	80	0/80/180
Caja finisoare duo	840	—	2 200	80	0/80/180

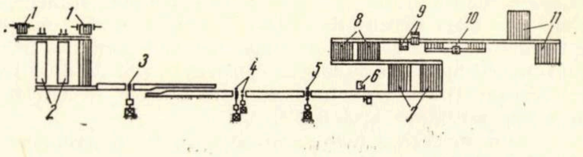


Fig. 1

Profilele sînt răcite pe două paturi (unul de 25 și altul de 20 m lățime), prevăzute cu răsturnătoare pentru traverse — pînă la 300°C *7*, iar în continuare pe paturile de sortare *8*, unde profilele sînt grupate în funcție de comenzi. În continuare, profilele trec la cele două mașini de îndreptat cu role (grea și ușoară), care sînt deplasabile *9*, astfel că una din ele este întotdeauna scoasă din flux. Profilele de dimensiuni foarte mari sau cele neîndreptate corespunzător la mașinile cu role sînt trecute la o presă orizontală de îndreptat *10*, amplasată în flux secundar. Profilele finite sînt trecute cu două stivuitoare *11* în depozit.

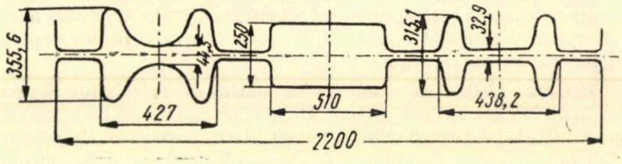


Fig. 2

În figura 2 este arătată calibrarea cilindrilor cajei degrosisoare, iar în tabela 2, schema de laminare la această cajă pentru traversa de 305×305 mm, care se obține dintr-un blum de 508×406 mm.

Tabela 2

Nr. calibrelor	Dimensiuni, mm	Nr. de treceri	Nr. calibrelor	Dimensiuni, mm	Nr. de treceri	Nr. calibrelor	Dimnsiuni, mm
1	458 × 419	6	2	Reducerea inimii 58	11	2	Reducerea inimii 47,6
1	392 × 462	7	2	Idem 54	12	2	Idem 38,1
2	Reducerea inimii 40	8	2	Idem 50,8	13	1	Refulare
2	Idem 53,5	9	1	Refulare	14	2	Reducerea inimii 19
1	Refulare	10	2	Reducerea inimii 54	15	3	Idem 14,2

De la caja degrosisoare se obţine un semifabricat cu secţiunea de 580 cm², care se reduce în şapte treceri intermediare la dimensiuni apropiate de cele finale care se obţin la trecerea finisoare, unde se realizează şi paralelismul tălpilor (tabela 3).

Tabela 3

Nr. de treceri	Denumirea cajei	Caja universală				Caja de refulare
		Cilindri orizontali		Cilindri verticali		
		Grosimea inimii, mm	Reducerea, %	Grosimea tălpii, mm	Reducerea, %	Înălţimea tălpii, mm
1	Cajă intermediară	30	—	67	—	327
2	Cajă intermediară	25,8	14	55	18	326,4
3	Cajă intermediară	21,8	16	44	20	317
4	Cajă intermediară	18,8	14	36,2	18	315,9
5	Cajă intermediară	15,8	16	28	19,5	310,8
6	Cajă intermediară	13,5	14,5	23	18	308,9
7	Cajă intermediară	12,5	7	20,5	11	306,8
8	Cajă finisoare	11,9	5	18,7	9	

Motorul cajei degrosisoare este alimentat de un grup Ilgner compus dintr-un motor asincron de 5 000 CP, 11 kV, două generatoare de 2 500 kW şi un volant de 150 000 CPs. Motorul cajei intermediare universale este alimentat de un grup Ilgner compus dintr-un motor asincron de 7 500 CP, două generatoare de 1 845 kW şi un volant de 2 000 CPs. La acest grup este cuplat un al treilea generator de 1 845 kW pentru motorul de 2 100 CP al cajei de reglare, precum şi două generatoare de cîte 1 845 kW pentru alimentarea motorului de 3 500 CP al cajei finisoare.

Influenţa aluminiului şi calciului din modificatori asupra proprietăţilor fontelor. Henke F. Giesserei—Praxis, nr. 8, 1966, p. 147–152.

S-a determinat influenţa aluminiului şi calciului din ferosiliciu asupra proprietăţilor fontei modificate cu ferosiliciu. În figurile 1, *a* şi *b* se arată influenţa aluminiului din modificator. Se vede că, o dată cu mărirea conţinutului de aluminiu din ferosiliciu creşte pronunţat numărul de celule eutectice (CE/ţol²), precum şi valoarea proprietăţilor mecanice : rezistenţa la tracţiune (σ_r, kgf/mm²), duritatea (HB, kgf/mm²) şi rezilienţa (*L*, kgfm/mm²). Conţinutul optim de aluminiu este de 5–6%.

În figura 2 se arată influenţa diametrului probei şi naturii ferosiliciului asupra numărului de celule eutectice la o fontă cu $S_c' = 0{,}84$ (curba *1* se referă la fontele nemodificate sau la fontele în care s-a adăugat numai siliciu ; curba *2* — pentru cazul folosirii FeSi sărac în Al şi Ca ; curba *3* — pentru cazul folosirii FeSi cu aluminiu şi calciu ridicat).

Din figura 2 rezultă că aluminiul şi calciul din ferosiliciul folosit ca modificator au o influenţă mare asupra numărului de celule eutectice şi deci asupra proprietăţilor mecanice ale fontelor.

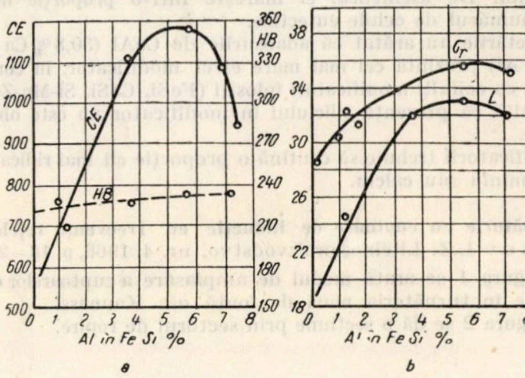


Fig. 1

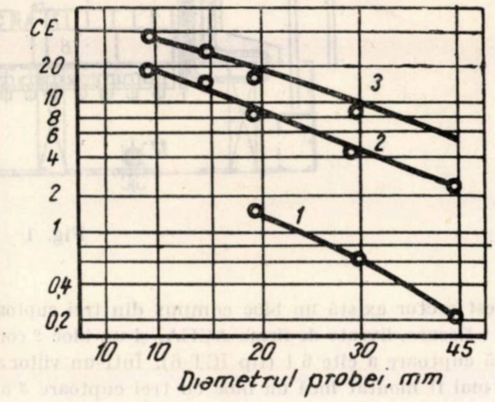


Fig. 2

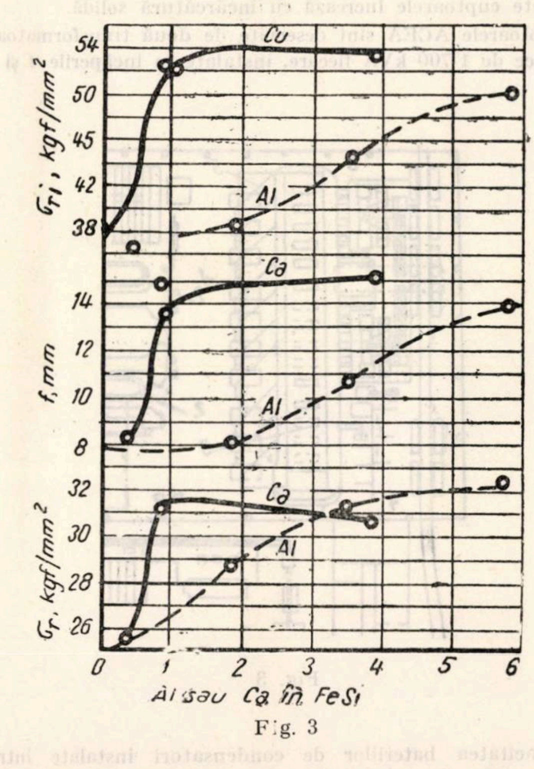


Fig. 3

Adaosul de siliciu pur nu influenţează practic structura primară a fontelor (fig. 2, curba *1*).

Efectul calciului conţinut în ferosiliciu este cu mult mai mare decît al aluminiului (fig. 3). Chiar la conţinuturi mici, calciul determină creşterea pronunţată a rezistenţelor σ_r, σ_{ri} şi f (fig. 3). Calciul are un efect grafitizant mai pronunţat decît aluminiul. De asemenea, el măreşte într-o proporţie mai mare numărul de celule eutectice.

Cercetările au arătat că adaosurile de CaAl (30,8 % Ca şi 67,8 % Al) prezintă cel mai mare efect modificator, în comparaţie cu ceilalţi modificatori folosiţi (FeSi, CaSi, Si-Mn-Zr). Rezultă că prezenţa siliciului în modificator nu este obligatorie.

Modificatorii trebuie să conţină o proporţie cît mai ridicată de aluminiu sau calciu.

Turnătorie cu cuptoare de inducţie cu frecvenţa reţelei. Malisov L.Z. Liteinoe proizvodstvo, nr. 4, 1966, p. 18–20.

În figura 1 se arată modul de amplasare a cuptoarelor cu inducţie în turnătoria nouă de fontă din Kaunass.

În figura 2 se dă o secţiune prin sectorul de topire.

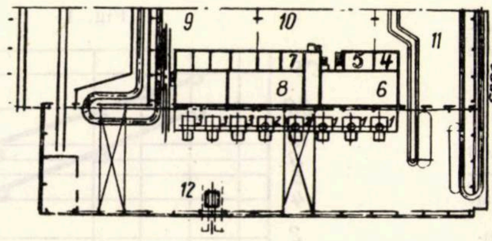


Fig. 1

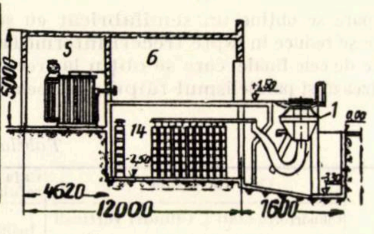


Fig. 2

În acest sector există un bloc compus din trei cuptoare *1* a cîte 8 t fiecare, livrate de firma ACEA, şi un bloc *2* compus din două cuptoare a cîte 6 t (tip ICT-6). Într-un viitor apropiat va mai fi montat încă un bloc cu trei cuptoare *3* a cîte 10 t fiecare (tip ICT-10).

Toate cuptoarele lucrează cu încărcătură solidă.

Cuptoarele ACEA sînt deservite de două transformatoare trifazice de 1 700 kVA fiecare, instalate în încăperile *4* şi *5*.

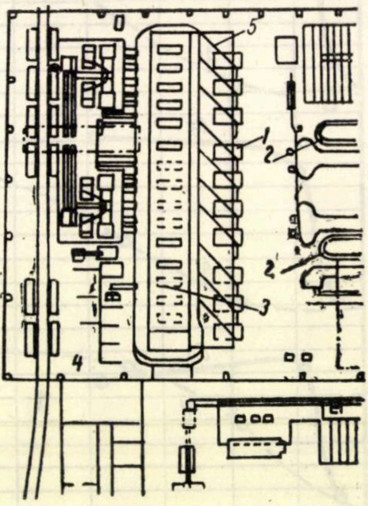


Fig. 3

Capacitatea bateriilor de condensatori instalate într-o încăpere *14* de la subsolul sălii de comandă *6* este de 8 000 kVA pentru fiecare cuptor. Puterea maximă consumată este de 1 400 kW. Schema electrică prevede posibilitatea funcţionării concomitente a două cuptoare, al treilea fiind de rezervă.

Blocul cuptoarelor ICT-6 este deservit de un transformator monofazic de 1 400 kVA, instalat în încăperea *7*. Capacitatea bateriilor de condensatori, instalate în încăperea *8*, este de 6 750 kVA.

Amplasarea sectorului de elaborare nu este cea mai potrivită. Cuptoarele sînt despărţite de sectorul de formare *9*, *10*, *11*, de către încăperile cu instalaţiile electrice, ceea ce înrăutăţeşte condiţiile de transportare a fontei lichide spre locul de turnare. Încărcătura este adusă cu ajutorul vagonetului din depozit prin tunelul *12*.

Mult mai corespunzătoare este amplasarea cuptoarelor în sectorul de elaborare de la uzinele Škoda (fig. 3). Cuptoarele *2* de elaborare şi de menţinere sînt aşezate spre conveiorul de turnare *2*. Instalaţiile electrice se găsesc în încăperea *3*, care separă sectorul de topire de cel de pregătirea încărcăturii.

Influenţa adaosurilor de sulf asupra contracţiei fontei. Hrapov A. I. şi Svidkov H. I. Izvestia vîsşih ucebnîh zavedenii. Ciornaia Metallurghia, nr. 4, 1966, p. 152–154.

Influenţa sulfului asupra proprietăţilor fontelor cenuşii este în general negativă.

Totuşi, în unele cazuri, sulful în aceste fonte are o influenţă pozitivă, întrucît măreşte duritatea şi rezistenţa la uzură, duce la creşterea proporţiei de perlită în structură şi la schimbarea formei şi a cantităţii separărilor de grafit.

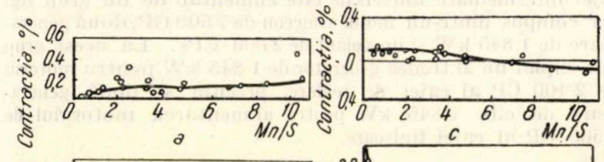


Fig. 4

S-a cercetat influenţa sulfului asupra contracţiei liniare a fontelor cu compoziţia eutectică (medie) : 3,40 % C ; 2,99 % Si ; 0,30 % Mn şi 0,19 % P. Sulful a variat între 0,034 şi 0,25 %, fiind adăugat sub formă de FeS în jetul de fontă la umplerea oalelor la turnare.

Contracţia s-a determinat pe probe cu lungimea de 550 mm şi diametrul de 30 mm.

Mărirea raportului Mn : S în limitele 0,2 – 1,0 determină creşterea dilatării iniţiale, de la 0,04 la 0,4 % (fig. 1, *a*). Contracţia anteperlitică se micşorează de la 1,0 la 0,2 – 0,3 %

(fig. 1, *b*). Contracţia perlitică devine negativă la raportul Mn : S > 2 (fig. 1, *c*). Contracţia liniară totală variază în mod asemănător cu cea anteperlitică (fig. 1, *d*).

Rezultă că, la un conţinut de mangan constant, mărirea proporţiei de sulf duce la creşterea contracţiei. Influenţa sulfului se manifestă mai ales la conţinuturi corespunzătoare unui raport Mn : S < 6.

Efectul sulfului asupra contracţiei se explică prin influenţa lui asupra structurii fontei : cu mărirea conţinutului de sulf, creşte proporţia de perlită. La conţinuturi mai mari de sulf, în structură apare chiar cementită liberă.

Modificator complex pentru fonte. Noskov B. A., Cerneţki V. D. şi Cecerski D. M. Liteinoe proizvodstvo, nr. 4, 1966, p. 35—36.

În turnătoria uzinei de maşini unelte din Harkov, pentru obţinerea fontelor cu rezistenţă înaltă se foloseşte modificatorul KMK cu compoziţia : 15—20 % Ca ; 15—20 % Mn ; 10—15 % Fe ; 45—55 % Si şi 1,0—1,5 % Al. El are temperatura de topire (1 020—1 060°C) şi greutatea specifică (4,0—4,5 g/cm³) relativ scăzută.

Tratarea fontelor cu $C_e = 3{,}4-3{,}6\,\%$ cu 0,3—0,4 % modificator KMK asigură obţinerea grafitului lamelar fin, repartizat uniform în masa metalică de bază.

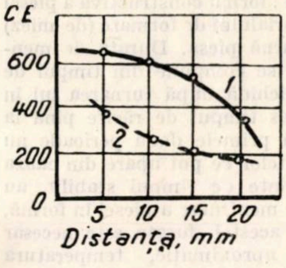


Fig. 1

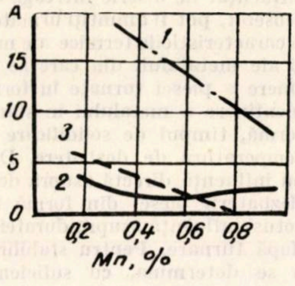


Fig. 2

În aceleaşi condiţii de compoziţie şi temperatură ale fontei, modificarea cu 0,8 % FeSi 75 nu a dus la obţinerea aceloraşi rezultate bune, în sensul că o parte din grafit a rămas cu repartizare interdendritică, orientată.

Celulele eutectice (CE/cm²) în cazul folosirii modificatorului KMK (0,34 % KMK, curba *1*) au dimensiuni de două ori mai mici decît în cazul tratării fontei cu 0,8 % FeSi (fig. 1, curba *2*, pentru fonte cu $C_e = 3{,}6\,\%$).

Transformarea eutectoidă în fontele tratate cu modificatorul KMK are loc la subrăciri mai mari, datorită conţinutului de siliciu şi sulf mai scăzut şi de mangan mai ridicat (*1* — fonta iniţială cu 2,94 % C ; 1,74 % Si ; 0,12 % S ; *2* — fonta modificată cu 0,4 % FeSi 75 ; *3* — fonta modificată cu 0,4 % KMK).

În figura 2 se arată influenţa modificatorilor analizaţi asupra grosimii stratului albit (A, mm).

Se vede că efectul grafitizant al modificatorului KMK este net superior celui al ferosiliciului la toate raporturile Mn : S.

Proprietăţile mecanice ale fontelor modificate cu KMK şi uniformitatea structurală sînt de asemenea superioare (cu cca. 20 %).

Spre deosebire de ferosiliciu, modificatorul KMK acţionează în mod diferit asupra grafitizării la cristalizarea eutectică şi eutectoidă : intensifică primul proces şi frînează pe cel de-al doilea, datorită calciului şi manganului.

Consumul de modificator este de 0,3—0,4 %, adică de două ori mai mic decît în cazul ferosiliciului.

Prelucrabilitatea fontelor modificate cu adaosuri de KMK este de asemenea mai bună decît cea a fontelor tratate cu ferosiliciu.

În cazul producţiei de piese mici, conţinutul de siliciu în modificator trebuie mărit pînă la 60—70 %.

Compactitatea fontelor cenuşii. Ghirşovici N. G. şi Alekseev A. G. Liteinoe proizvodstvo, nr. 5, 1966, p. 25—26.

Încercarea la compactitate a fontelor s-a făcut cu petrol la 250 at, într-o instalaţie specială. Compactitatea s-a exprimat prin raportul dintre presiunea medie (kgf/cm²) şi pătratul grosimii peretelui *S* al probei.

Compactitatea fontelor cenuşii nealiate se micşorează o dată cu creşterea valorii carbonului echivalent C_e (fig. 1, curba *1*).

Între compactitate şi greutate specifică există o corelaţie direct proporţională (fig. 2, curba *1*).

Alierea influenţează în mod diferit asupra compactităţii, în funcţie de carbonul echivalent al fontei.

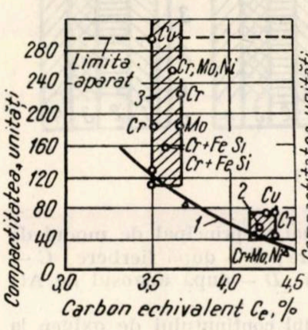


Fig. 1

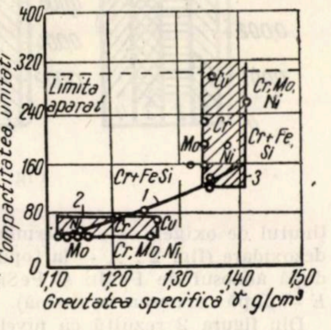


Fig. 2

În cazul fontelor cu $C_e = 3{,}5-3{,}6\,\%$, alierea cu cupru, crom, molibden, nichel sau numai crom, asigură o mărire pronunţată (cu pînă la 200 unităţi) a compactităţii (fig. 1, domeniul *3*). Aceste fonte au şi greutatea specifică mai mare (fig. 2, domeniul *3*). Din contră, în cazul fontelor eutectice cu $C_e = 4{,}2-4{,}3\,\%$, alierea nu asigură decît o slabă creştere a compactităţii, cu numai 40—80 unităţi (fig. 1, domeniul *2*). Aceste fonte au şi greutatea specifică mai scăzută (fig. 2, domeniul *2*). Dintre elemente, cel mai mult influenţează cromul şi cuprul.

Compactitatea este influenţată într-o mare măsură de cantitatea şi dimensiunile separărilor de grafit, precum şi de structura masei metalice de bază. Cu mărirea cantităţii şi dimensiunilor separărilor de grafit, compactitatea fontei scade brusc (fig. 3, *a* şi *b*). Acelaşi lucru se constată şi în cazul măririi proporţiei de ferită în structură (fig. 3, *c*).

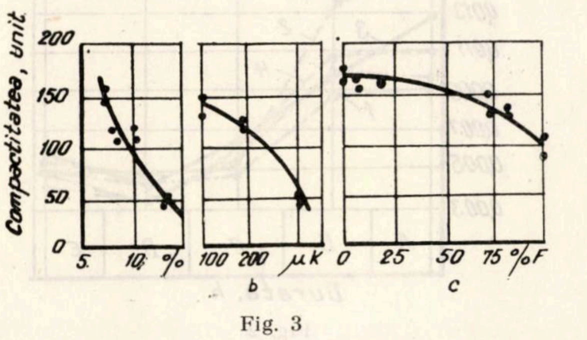


Fig. 3

Compactitatea cea mai mare o au fontele cu structura perlitică şi separări fine de grafit. Acest lucru este valabil şi pentru fontele slab aliate, cu carbon echivalent mai scăzut.

Compactitatea fontelor depinde, de asemenea, de prezenţa microretasurii şi porozităţii din piese.

Conţinutul de gaze în oţelul carbon. Gederevici N. H. şi Sitikov V. S. Liteinoe proizvodstvo, nr. 4, 1966, p. 36—37.

S-a determinat conţinutul de gaze în oţelurile de turnătorie OT 50 şi OT 60, elaborate în cuptoare Martin de 10 t, în convertizoare Bessemer de 1,5 t şi în cuptoare de inducţie cu căptuşeală acidă de 5 şi 2 t.

Tehnologia de elaborare a fost cea obişnuită, dezoxidarea finală făcîndu-se în toate cazurile cu aluminiu, astfel ca aluminiul remanent să fie de 0,03 % Al. În figura 1 se arată conţinutul gazelor în oţelurile studiate (*1* — oţel elaborat în cuptorul de inducţie ; *2* — cuptor electric cu arc ; *3* — cuptor Martin ; *4* — convertizor),

Din figura 1 rezultă că nu există o diferenţă pronunţată între oţeluri, în ceea ce priveşte conţinutul de oxigen. Conţinutul de oxigen este determinat în principal de modul de dezoxidare (fig. 2 : *A* — la topire ; *B* — după fierbere ; *C* — după adaosul de FeMn şi FeSi ; *D* — după adaosul de Al ; *E* — după turnarea în formă).

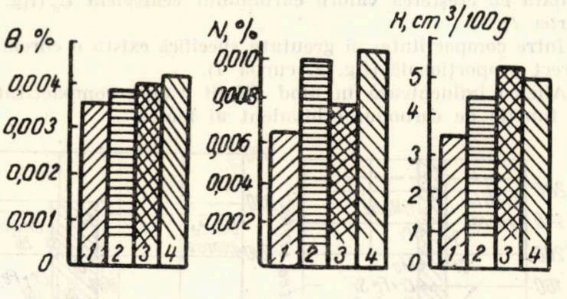


Fig. 1

Din figura 2 rezultă că nivelul conţinutului de oxigen la oţelurile studiate în timpul elaborării a fost diferit ; întrucît însă dezoxidarea s-a făcut cu aceeaşi cantitate de aluminiu, conţinutul final de oxigen a devenit practic egal la toate oţelurile (cca. 0,004 %).

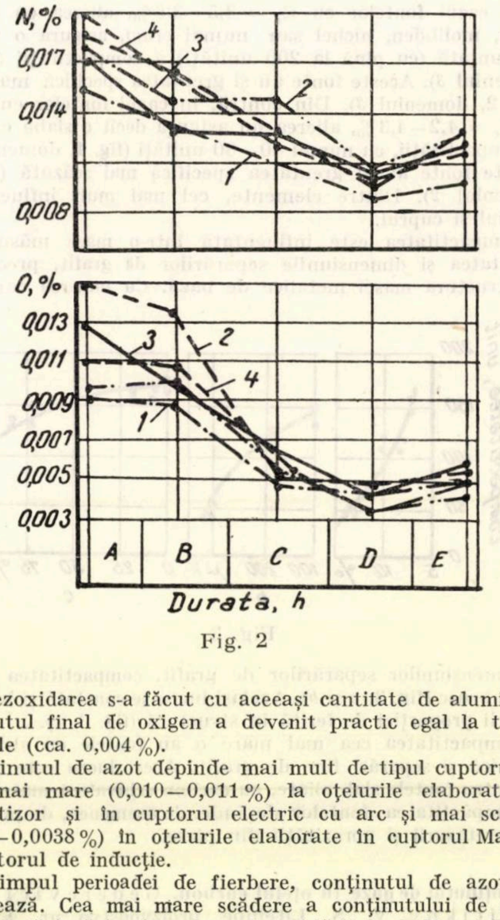


Fig. 2

Conţinutul de azot depinde mai mult de tipul cuptorului, fiind mai mare (0,010—0,011 %) la oţelurile elaborate în convertizor şi în cuptorul electric cu arc şi mai scăzut (0,006—0,0038 %) în oţelurile elaborate în cuptorul Martin şi cuptorul de inducţie.

În timpul perioadei de fierbere, conţinutul de azot se micşorează. Cea mai mare scădere a conţinutului de azot se constată însă în timpul predezoxidării cu FeMn şi FeSi, şi mai ales la dezoxidarea finală cu Al (fig. 2).

Deci, dezoxidarea duce la o oarecare egalizare a valorilor conţinutului de azot în oţeluri.

Conţinutul de hidrogen în oţelurile studiate variază între limitele 3,5—5,5 cm³/100 g.

Cel mai mare conţinut s-a constatat în oţelul Martin, iar cel mai mic, în oţelul elaborat în cuptorul de inducţie.

Se poate presupune că dezoxidarea finală influenţează sensibil şi asupra conţinutului de hidrogen.

Aşadar, cel mai scăzut conţinut de gaze se obţine în oţelurile elaborate în cuptorul de inducţie. Proprietăţile mecanice ale acestor oţeluri sînt întotdeauna mai ridicate decît ale celorlalte oţeluri.

Dezoxidarea finală influenţează în cea mai mare măsură conţinutul final de gaze.

La o dezoxidare efectuată în bune condiţii, conţinutul de gaze se obţine scăzut, indiferent de modul de elaborare a oţelului.

Stabilirea duratei optime de menţinere în formă, după turnare, a pieselor grele din oţel carbon. Jelinek P. şi Havlicčk F. Slévárenstvi, nr. 12, 1965, p. 470—474.

Stabilirea corectă a duratei de menţinere în formă, după turnare, a pieselor, şi dezbaterea acestora la o temperatură corespunzătoare, este o problemă importantă căreia este necesar să i se acorde atenţie deosebită în cadrul lucrărilor de elaborare a procesului tehnologic de turnare.

Timpul de menţinere a piesei în formă, după turnare, este influenţat de o serie întreagă de factori, printre care, în mod deosebit, pot fi amintiţi următorii : forma constructivă a piesei şi caracteristicile termice ale materialului de formare (de miez) şi ale metalului, din care se toarnă piesa. Durata de menţinere a piesei turnate în formă se compune din timpul de menţinere a metalului în stare lichidă după turnarea lui în formă, timpul de solidificare plus timpul de răcire pînă la temperatura de dezbatere. Dacă primele două perioade nu au influenţă directă asupra defectelor ce pot apare din cauza dezbaterii piesei din formă înainte de timpul stabilit, au totuşi influenţă asupra duratei de menţinere a piesei în formă, după turnare. Pentru stabilirea acestei durate este necesar a se determina, cu suficientă aproximaţie, temperatura minimă şi maximă la care piesa poate fi dezbătută din formă, care la rîndul ei trebuie să fie stabilită avînd în vedere timpul de soliolificare a părţilor masive din piesă şi viteza de răcire după solidificarea completă.

Temperatura minimă şi maximă, indicată de literatura de specialitate pentru diversele metale din care se toarnă piesele, este cuprinsă între 150 şi 800°C.Dezbaterea pieselor din formă la o temperatură necorespunzătoare poate duce la apariţia unor tensiuni între diversele părţi care se răcesc neuniform. Tensiunile apar în momentul scăderii temperaturii la trecerea peste temperatura critică t_{kr}, care pentru piesele din oţel este de 620°C.

Menţinerea pieselor în formă pînă la reducerea temperaturii sub temperatura critică contribuie la reducerea substanţială a tensiunilor. Astfel, pentru piesele din oţel, menţinerea în formă timp de două ore la temperatura de 600—650°C asigură reducerea cu circa 90 % din tensiuni, pe cînd în aceleaşi condiţii, dar la o temperatură de 500°C, tensiunile se reduc numai în proporţie de 50 %, iar la 200—300°C, cu numai 5 %.

De aici şi concluzia că piesele grele din oţel trebuie dezbătute din formă la o temperatură inferioară temperaturii de 600°C, dar în nici un caz nu este necesar ca ea să fie mai mică de 200°C. Pentru a stabili însă această temperatură, nomogramele date de literatura de specialitate nu ţin seamă de o serie de factori, fapt ce reduce mult precizia datelor stabilite pe baza acestora, uneori abaterile ajungînd la valori de ±24 h.

Pentru a elimina aceste neajunsuri, în cadrul încercărilor practice au fost utilizate amestecuri de formare frecvent întîlnite în practica turnării pieselor mari din oţel, iar ca piese au fost urmărite piese în greutate de 2 pînă la 224 t.

Piesele urmărite au fost împărţite în grupe, în funcţie de forma geometrică a lor, după cum urmează : grupa *I* — roţi ; grupa a *II*-a — cilindri ; grupa a *III*-a — discuri ; grupa a *IV*-a — piese cu pereţi subţiri (cu suprafaţă mare).

Pe baza experienţelor care au durat trei ani, s-a verificat practic domeniul de aplicare a unor formule teoretice din literatura de specialitate şi s-au întocmit nomogramele din figurile 1 şi 2, corespunzătoare celor patru grupe de piese arătate anterior.

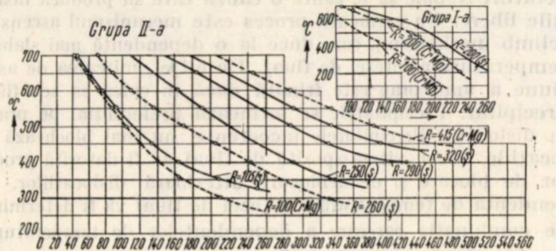


Fig. 1

Nomogramele construite permit stabilirea duratei optime de menţinere a pieselor grele din oţel carbon în formă pentru răcire şi ţin seamă atît de materialelele de formare utilizate la executarea formei, cît şi de configuraţia şi grosimea relativă a pereţilor pieselor turnate.

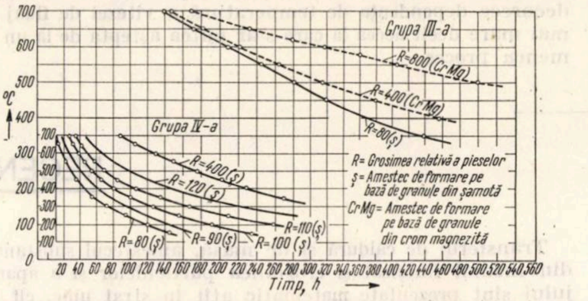


Fig. 2

Plasticitatea, rezistenţa şi structura a două oţeluri austenitice conţinînd niobiu. Asbury F. E. şi Willoughby G. Journal of the Iron and Steel Institute, vol. 204, 1966, p. 32.

S-au cercetat două oţeluri austenitice pentru conducte şi ţevi de supraîncălzitoare încercate sub presiunea aburilor. S-au stabilit particularităţile structurale care au determinat diferenţele în proprietăţile mecanice după tratamentul termic, aplicat industrial, de punere în soluţie la 1 050—1 100°C. Oţelurile cercetate au fost de tipul: 18 Cr-12 Ni-1 Nb (AISI 347)—oţelul A şi 16 Cr-10 Ni-Mn, Mo, Nb şi V (Esshete 1 250) — oţelul B. Compoziţia chimică a barelor cercetate a fost următoarea :

Oţelul A : 0,05 % C ; 0,50 % Si ; 1,30 % Mn ; 17,7 % Cr ; 11,9 % Ni ; 0,95 % Nb ; 0,05 % N ; 0,003 % B ; Nb : C = 17 ; Nb % (C + N) = 13 ;
Oţelul B : 0,10 % C ; 0,50 % Si ; 5,51 % Mn ; 16,6 % Cr ; 9,5 % Ni ; 1,0 % Mo ; 0,95 % Nb ; 0,20 % V ; 0,014 % N ; 0,005 % B ; Nb : C = 10 ; Nb % (C + N) = 9.

Barele au avut diametrul de circa 22 mm (oţelul A) şi de circa 19 mm (oţelul B).

Structurile constatate au depins foarte mult de istoria prealabilă. Astfel, ţevile de supraîncălzitoare sînt mai complex prelucrate decît conductele de aburi.

Amîndouă oţelurile au fost în prealabil încălzite pînă la temperaturi aproape de punctele de topire, pentru a dizolva maximum de carburi precipitate, a produce un grăunte mare şi a determina recoacerea soluţiei : oţelul A, la 1 300°C/20 min, iar oţelul B, la 1 250°C/20 min. După încălzire, barele au fost răcite în apă. În continuare ele au fost încălzite 2 h la 1 050°C şi răcite în aer, iar o parte din ele au fost ecruisate la rece cu 5 sau 25 %. Ecruisarea la rece s-a aplicat înainte de prelucrarea epruvetelor. În felul acesta s-a obţinut o structură similară cu cea a conductelor. În cazul fabricării acestora din oţelul A, plasticitatea la fluaj este mai mică decît cea a epruvetelor din bare încălzite doar la 1 050°C. Încercările de tracţiune au fost efectuate la maşini cu viteză de deformare controlată, permiţind simularea condiţiilor întîlnite la conductele de aburi (deformări de origine termică, sarcini datorită presiunii interne a aburului).

Vitezele de deformare la încercarea de tracţiune s-au variat de la $3,3 \cdot 10^{-4}$/min pînă la $1 \cdot 10^{-7}$/min.

Fracturile şi precipitările au fost studiate optic şi direct pe replici de carbon de pe secţiuni preparate metalografic, precum şi pe suprafeţele de rupere ale epruvetelor încercate la şoc (la —196°C) şi la fluaj.

Nu s-a constatat nici o diferenţă în ce priveşte rezistenţa la temperaturi înalte, între cele două oţeluri, în cazul vitezelor de deformare utilizate şi a condiţiilor de îmbătrînire studiate în prealabil.

Efectul îmbătrînirii prin deformare asupra fluajului oţelului austenitic. Barnby J. T. Journal of the Iron and Steel Institute, 1966, vol. 204, p. 23.

Experienţele descrise în acest articol au fost iniţiate pentru a se demonstra direct efectul îmbătrînirii asupra vitezelor de fluaj ale unui oţel austenitic. Compoziţia chimică a materialului probelor a fost următoarea : 0,05 % C ; 0,52 % Si ; 1,29 % Mn ; 0,013 % S ; 0,014 % P ; 16,4 % Cr ; 11,1 % Ni ; 2,4 % Mo ; 0,04 % W ; 0,03 % Nb ; 0,03 % Ti ; 0,03 % V ; 0,01 % Zr ; < 0,01 % Al ; 0,03 % N ; 0,003 % B.

O parte a epruvetelor au fost încălzite pentru punerea în soluţie a carburilor la 1 300°C timp de 5 min, iar altele au fost în continuare îmbătrînite la 800°C, timp de 500 h. Toate probele au fost răcite în aer. Diametrul mediu al grăuntelui austenitic la toate probele a fost de 0,18 mm.

Pentru analiza metalografică şi pentru obţinerea replicilor de carbon s-a folosit reactivul format din şapte părţi HCl_1, trei părţi HNO_3 şi 90 părţi methanol, ca o soluţie electrolitică la tensiunea de 2 V. Cu o tehnică specială au fost pregătite secţiuni subţiri pentru analiza microelectronică prin transparenţă. Încercările de fluaj au fost efectuate la o maşină cu extensometre Martens, cu posibilitatea de citire de 10^{-6} ţoli, temperatura fiind controlată cu o precizie de ± 1C°, gradientul de temperatură de-a lungul epruvetei fiind mai mic de 2°C. S-au efectuat încercări la 500, 600 şi 700°C, sub o sarcină de 12,6 kgf/mm^2. Sarcina a fost adoptată ca atare, pentru a produce o slabă deformare la încărcare, întrucît din lucrări anterioare a rezultat că această deformare iniţială poate micşora considerabil viteza de fluaj.

În tabela 1 se dau deformaţiile la încărcare, la trei temperaturi, şi vitezele minime de fluaj.

Tabela 1

Temperatura, °C	Deformarea la încărcare		Viteza minimă de fluaj, %/h	
	După călire	După îmbătrînire	După călire	După îmbătrînire
500	1,8	0,21		
600	1,49	0,35	$2,5 \times 10^{-5}$	$5,2 \times 10^{-4}$
700	1,85	0,55	$7,0 \times 10^{-3}$	$1,9 \times 10^{-1}$

La 500°C, epruveta tratată prin tratament de punere în soluţie prezintă o viteză de fluaj neglijabilă deşi a avut o deformaţie iniţială de 1,8 %. În cazul probei îmbătrînite, după o deformaţie iniţială de fluaj, de 0,02 % după 50 h, nu se observă apariţia fluajului secundar. La 600 şi 700°C, materialul îmbătrînit are o viteză de fluaj minimă, mult mai mare ca aceea a oţelului călit. În cazul creşterii, la 500°C, a sarcinii de încărcare a epruvetelor, se constată o deformaţie de fluaj iniţială mai mare, dar nu apare fluajul secundar atît în cazul oţelului călit, cît şi al celui îmbătrînit. Fenomenele observate au fost explicate prin îmbătrînirea mecanică a dislocaţiilor mobile, fapt demonstrat şi de apariţia limitei de curgere la o epruvetă din acest oţel, la încercarea de tracţiune a epruvetei, după ce ea a suferit în prealabil o deformare prin fluaj.

În cursul încercării de fluaj la temperaturile menţionate a epruvetelor călite, precipită carburi de tipul (Fe, Cr)$_{23}$C$_6$, care ar avea reţeaua (cub cu feţe centrate) orientată paralel cu reţeaua austenitei. La 700°C apar precipitate mai mari, înconjurate de altele mai mici, aciforme, germinate, fără îndoială, pe dislocaţiile generate de precipitatele mai mari, fapt demonstrat de analizele microelectronice prin transparenţă.

Experienţele au arătat că viteza de fluaj, la temperaturi sub 700°C, se micşorează mai repede decît era de aşteptat după rezultatele încercărilor la 700°C. Acest fapt nu se poate explica în cazul considerării fluajului ca fiind guvernat numai de procese de difuziune. El trebuie atribuit şi unui fenomen de durificare strîns legat de efectele îmbătrînirii mecanice, prin blocarea dislocaţiilor. Această blocare ar fi un rezultat al precipitatelor fine, formate pe dislocaţii. Viteza de fluaj este dependentă de precipitarea particulelor de (Fe, Cr)$_{23}$C$_6$ din soluţie, care, prin difuziunea carbonului şi cromului, imobilizează dislocaţiile. Deci, viteza de fluaj va depinde de rapiditatea blocării şi, astfel, de concentraţia atomilor în soluţie.

La 500°C dislocaţiile sînt repede imobilizate datorită îmbătrînirii mecanice şi astfel nu apare nici un fluaj secundar. Şi la 600 şi 700°C se produce îmbătrînirea mecanică şi pentru explicarea creşterii mai mari a vitezei de fluaj la aceste temperaturi trebuie să se caute o cauză care să producă dislocaţiile libere. Un asemenea proces este mecanismul ascensiunii (climb mechanism), care duce la o dependenţă mai slabă de temperatură a vitezei de fluaj. De altfel, mişcarea de ascensiune a unui prag este frînată dacă în calea sa se află un precipitat. Precipitatele se formează preferenţial pe praguri în dislocaţii. Precipitatele incoerente nu mai blochează dislocaţiile. Deci viteza sporită de fluaj ar fi datorită proceselor de blocare şi de deblocare ulterioară dislocaţiilor. Dependenţa de temperatură a vitezei de fluaj va fi determinată de combinaţia oarecare a dependenţelor de temperatură a acestor două procese.

Diferenţa esenţială în ceea ce priveşte rezistenţa la fluaj a austenitei fierului pur de aceea a unui oţel austenitic constă în aceea că prezenţa atomilor de crom şi carbon poate duce la restricţii ale mişcării dislocaţiilor, din cauza precipitării carburii de crom pe dislocaţii. Blocarea la 500°C duce la suprimarea fluajului secundar. Deasupra lui 500°C intervine deblocarea dislocaţiilor şi echilibrul dintre procesele de blocare şi deblocare acestora duce la mărirea vitezei de fluaj. Procesul de deblocare a dislocaţiilor probabil nu este brusc, deoarece dependenţa de temperatură a vitezei de fluaj este mai mare decît aceea la care s-ar putea aştepta de la un asemenea proces.

RECENZII

Branek-Sokol-Winterstein. **Wirbel schiht technik** (Tehnica stratului fluidizat). Leipzig, VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, 1964.

Tehnica stratului fluidizat a devenit un mijloc de eficienţă superioară în tehnologiile de transfer de masă şi de căldură. Se observă că raportul dintre suprafaţa şi volumul particulelor de substanţă într-un proces de schimb, precum şi dinamica curenţilor de substanţe participante în acest proces, intervin atît de favorabil în condiţiile stratului fluidizat, încît procesul întreg ia o alură accelerată, fapt ce impune adoptarea acestei noi tehnici pentru ameliorarea procedeelor existente şi, în special, pentru dezvoltarea procedeelor noi.

Rezultatele practice obţinute cu tehnica stratului fluidizat în procesele de răcire, de uscare, de prăjire, de absorbţie şi desorbţie, de oxidare, de reducere şi de transport sînt mult superioare celor realizate cu tehnica respectivă uzuală, şi cercetări susţinute deschid mereu noi posibilităţi de aplicare.

Această lucrare prezintă, în 308 pagini cu 147 figuri, teoria stratului fluidizat şi instalaţiile cu aparatajul specific acestei tehnici, într-un tot unitar, explicînd fenomenele prin experienţe de laborator cu un mare număr de parametri adimensionali, uşor de transpus la scară industrială.

La baza teoriei ce se prezintă s-au adoptat caracteristicile particulelor definite de proprietăţile fizice ale mediului şi viteza lor de cădere liberă în acest mediu, evitînd „factorul de formă" aleator şi mărimea dimensională liniară a particulelor din teoria existentă. Avantajele noii concepţii constau în simplificarea raportului proprietăţilor de bază ale stratului fluidizat, precum şi în posibilitatea de a putea descrie şi acele procese care, din cauza complexităţii lor, n-au putut fi descrise pînă în prezent numai prin dimensiunile liniare ale particulelor.

Autorii adîncesc în special comportarea dinamică a stratului fluidizat pînă la fenomenul cu multi-strata, introducînd un număr de expresii adimensionale conexe cu mărimea dimensională din care derivă (de exemplu împărţind o viteză cu o altă viteză caracteristică — raport specific de viteze — se creează noţiunea de viteză adimensională) fapt ce înlesneşte în mod important transpunerea fenomenului în matematică şi calcularea lui.

Transferul de căldură şi de masă, amestecul substanţelor din mediul fluidizat şi eroziunea particulelor şi a aparatajului sînt prezentate matematic atît în strat unic, cît şi în multi-strata.

Aparatajul tehnicii stratului fluidizat, necesar măsurării densităţii volumetrice, a caracteristicilor particulelor, a interstiţiilor dintre granule, aparatajul de măsurat porozitatea şi densitatea particulelor, abraziunea şi transferul de căldură, precum şi problemele contingente cu tehnica măsurării în strat fluidizat, sînt amplu prezentate.

Utilizarea tehnicii stratului fluidizat deschide căi noi în procesele chimice anorganice (producţia amoniului, fluorurii de aluminiu, hidrazinei, cărbunelui activ, sulfurii de carbon, clorurarea minereurilor metalice, reducerea oxizilor metalici, prăjirea minereurilor etc.) ca şi în procesele chimice organice (hidrogenări de hidrocarburi, clorurări de hidrocarburi, desulfurări de gaze, sinteze de mase plastice etc.), procese în care fenomenul de bază este un transfer de masă, de căldură şi de substanţă.

Lucrarea de faţă este foarte folositoare atît lucrătorilor din industrie, cît şi celor din învăţămînt şi din cercetări; ea a apărut în limba cehă la Praga, în 1961, şi în traducere în limba germană la Leipzig, în 1964.

Prof. ing. *P. Dumitraşcu*

E. Plöckinger şi H. Straube. **Die Edelstahlenzeugung. Schmelzen, Giessen, Prüfen** (Elaborarea oţelurilor aliate. Topire, turnare, încercări). Viena, Springer Verlag, 1965, 896 pag., 477 fig., 145 tab.

Problema elaborării şi a proprietăţilor oţelurilor speciale poate fi tratată în două feluri : fie plecînd de la sortimentul oţelurilor şi analizînd pentru fiecare în parte metodele de elaborare şi proprietăţile respective, fie plecînd de la procedeele de elaborare folosite în mod curent şi analizînd pentru fiecare procedeu în parte posibilităţile sale în ce priveşte elaborarea anumitor sortimente de oţel.

Dacă primul mod de abordare a problemei este aplicat de manualul devenit clasic al lui Ed. Houdremont (Handbuch der Sonder-stahlkunde, Berlin, Springer Verlag, 1956, 2 vol.), cel de-al doilea mod de a pune problema reprezintă una din caracteristicile volumului recent apărut în ediţia a 2-a revizuită, al specialiştilor austrieci — E. Plöckinger şi H. Straube — în care problema elaborării oţelurilor aliate este legată de descrierea procedeelor principale de elaborare a oţelului, precum şi a procedeelor speciale, cum sînt : elaborarea în vid, topirea cu electrod fuzibil, topirea cu fascicul de electroni etc.

Această sistematizare prezintă avantajul de a evidenţia în mod direct posibilităţile fiecărui procedeu în ce priveşte producerea oţelurilor aliate. Dezavantajul constă în cuprinderea insuficientă a problemelor legate de specificul anumitor sortimente şi mărci de oţeluri, indiferent de procedeul elaborării lor.

Cu aceste avantaje şi dezavantaje inerente firului urmat pentru tratarea problemei oţelurilor aliate, autorii prezintă, pe baza unei bogate bibliografii, o expunere completă a problemei, lucrarea cuprinzînd următoarele capitole constitutive : metalurgia elaborării oţelurilor aliate, controlul desfăşurării reacţiilor metalurgice, practica elaborării oţelurilor aliate, pierderi şi randament metalic, alegerea procedeului de elaborare, procesul de solidificare, practica turnării, controlul de calitate al oţelurilor.

Lucrarea cuprinde numeroase consideraţii teoretice asupra proceselor fizico-chimice caracteristice elaborării oţelurilor în genere, precum şi descrieri destul de amănunţite ale construcţiei cuptoarelor de diferite tipuri. Exceptînd capitolul referitor la cuptoarele electrice cu arc, problema esenţială a tehnologiei elaborării oţelurilor aliate este tratată destul de succint, faţă de spaţiul acordat problemelor de siderurgie generală. O ilustrare a modului nespecific de tratare a unor probleme este şi subcapitolul referitor la turnarea continuă a oţelurilor care ar fi putut cuprinde interesante precizări privind specificul turnării diferitelor sortimente de oţeluri aliate. Dacă lista procedeelor de elaborare folosite la fabricarea oţelurilor aliate epuizează ultimele cuceriri ale tehnicii, nu acelaşi lucru se poate spune despre capitolul privitor la criteriile de alegere a procedeului, care nu cuprinde decît procedeele considerate clasice.

Considerăm că monografia celor doi specialişti austrieci prezintă interes pentru specialiştii noştri, în special pentru cei care se preocupă de elaborarea oţelurilor aliate în cuptoarele electrice cu arc, capitol tratat în mod detaliat şi deosebit de meritoriu.

Ing. *Ş. Orăscu*

Novoe v proizvodstve stali V.S.S.A. (Noutăţi în elaborarea oţelului în S.U.A.). Moscova, Izdatelstvo metallurghiia, 1965, 344 pag.

Volumul cuprinde lucrările celei de-a 44-a sesiuni ştiinţifice a Comitetului naţional al oţelăriilor Martin din S.U.A. Cele 35 de comunicări oglindesc o serie de rezolvări tehnice sau cercetări efectuate în oţelăriile americane, dotate cu convertizoare cu oxigen sau cu convertizoare.

Majoritatea problemelor tratate au un caracter practic cu aplicabilitate directă în industrie şi sintetizează experienţa uzinelor nord-americane în domeniul intensificării proceselor de elaborare a oţelului, îmbunătăţirii calităţii oţelurilor şi materialelor refractare, metodelor noi de întreţinere şi reparare a agregatelor etc.

Deosebit interes prezintă comunicările privind folosirea în cadrul procedeului Martin a lăncilor oxicombustibile şi cu oxigen, ceea ce permite mărirea productivităţii agregatelor şi a competivităţii lor faţă de alte procedee de elaborare. Un număr de comunicări tratează problemele cristalizării lingourilor de oţel calmat şi semicalmat, gospodăria lingotierelor de diferite tipuri, problemele ridicate de turnarea lingourilor destinate laminării produselor plate.

Alte referate tratează despre tehnologia fabricării produselor refractare cu rezistenţă mărită ca şi despre metodele de exploatare a agregatelor în vederea reducerii consumului de refractare.

Deşi iniţiată de Comitetul naţional al oţelăriilor Martin, sesiunea a acordat o deosebită atenţie elaborării oţelului în convertizoare cu oxigen, un număr apreciabil de comunicări tratînd despre principalele oţelării de acest gen din S.U.A. şi Japonia. Astfel se descriu oţelăriile de la Cleveland (S.U.A.), Tobata (Japonia), sistemul de epurare a gazelor la uzina Fontana (S.U.A.), metodele de colectare a zgurei la oţelăria Algoma Steel (Canada), sistemul de transport al fondanţilor la uzinele firmei Jones and Loughlin (S.U.A.).

Pentru siderurgia noastră prezintă interes deosebit comunicările „Posibilităţile de dezvoltare ale procedeului Martin'' (p. 43—50), „Unele aspecte ale procedeului Martin cu consum ridicat de oxigen la uzina Great Lakes Steel'' (p. 50—60), „Comparaţie între folosirea lăncilor oxicombustibile şi cu oxigen la cuptoarele Martin'' (p 61—76), „Încercarea calităţii produselor refractare în secţiile de oţelării'' (p. 173—184), „Stadiul actual al producerii materialelor refractare bazice'' (p. 197—233), „Productivitatea cuptoarelor Martin şi consumul de refractare în cazul diferitelor combinaţii de oxigen şi combustibil'' (p. 240—243), „Încălzirea cuptoarelor Martin cu gaz natural'' (p. 324—338).

Prezentate de specialişti din uzine, comunicările publicate în cadrul volumului reflectă o gamă variată de preocupări, editarea lor în limba rusă subliniind interesul pe care-l prezintă pentru siderurgia mondială.

Ing. *Ş. Orăscu*

Ş. DRÁPAL. **Tepelné zpracováni litinových odlitku** (Tratamentul termic al pieselor turnate din fontă). Praga, S.N.T.L., 1966, 160 pag., 89 fig.

Lucrarea face parte dintr-o colecţie de atelier a Editurii S.N.T.L., colecţie care se adresează personalului de pregătire profesională şi medie. Cartea — „Tratamentul termic al pieselor turnate din fonte'' — este scrisă pentru toţi cei care lucrează direct în atelierele de tratamente termice, produc piese turnate din fontă, prelucrează piese din fontă şi construiesc instalaţii pentru tratamentul termic al pieselor din fontă.

Lucrarea are opt capitole şi anume : „Structura şi proprietăţile fontelor'', „Recoacerea de înmuiere'', Recoacerea de maleabilizare'', „Călirea superficială,', „Tratamentele termochimice'', „Recoacerea pentru îndepărtarea tensiunilor interne remanente'', „Utilaje pentru tratamentul termic al pieselor turnate din fonte'' şi „Perspectivele dezvoltării utilajelor pentru tratamentul termic al pieselor din fonte cenuşii''.

Lucrarea în prima parte este extrem de eterogenă. Astfel, se dau noţiuni foarte elementare privind sistemele de cristalizare, peste cîteva pagini se prezintă influenţa elementelor chimice asupra histerezisului termic, teoria dislocaţiilor, pentru ca mai apoi să se cuprindă teoria grafitizării şi calculul carbonului echivalent. Materialul grafic folosit în această parte ni se pare însă mai bine selecţionat, alegîndu-se diagrame simple şi suficient de sugestive.

Recoacerea de înmuiere a fontelor este bine prezentată din punctul de vedere al regimului practic de conducere. Similar sînt descrise şi celelalte tipuri de recoaceri.

Capitolul referitor la călirea superficială cuprinde generalităţi (calculul frecvenţei la călirea c.i.f., instalaţii utilizate, tendinţe).

Tratamentul termochimic al pieselor din fontă cuprinde numai nitrurare şi sulfizare.

Capitolele care tratează utilajele pentru tratamentele termice ale reperelor din fontă sînt insuficient de dezvoltate, fiind prezentate unele cuptoare de mică capacitate.

Ing. *C. Rădulescu*

A. P. ATROŞENKO. **Mehanizaţia i avtomatizaţia goriacei ştampovki** (Mecanizarea şi automatizarea matriţării la cald). Moscova, Izdatelstvo Maşinostroenia, 1965, 228 pag. şi 115 fig.

Lucrarea prezintă diverse dispozitive şi instalaţii utilizate în sectoarele moderne de matriţare la cald în U.R.S.S. şi străinătate, fiind destinată în primul rînd proiectanţilor din compartimentele de mecanizare şi automatizare din întreprinderile mari care au sectoare de matriţare. În fiecare caz se prezintă schema de ansamblu general al dispozitivelor şi instalaţiilor, pe baza căreia apoi se descrie principiul de funcţionare al acestora ; nu se expun calcule de proiectare, diagrame de funcţionare, indici tehnico-economici etc.

Luînd ca bază fluxul obişnuit de fabricaţie într-un sector de matriţare, autorul îşi sistematizează lucrarea în şase capitole principale, descriind instalaţiile de mecanizare şi automatizare pentru debitarea (I) şi încălzirea semifabricatelor (II), matriţarea pe ciocane (III) şi maxiprese (IV), debavurarea pieselor matriţate (V) şi refularea pe maşini de forjat orizontale (VI).

În capitolul I se tratează mecanizarea spargerii la rece a laminatelor grele, automatizarea avansului barelor la ghilotine şi a debitării propriu-zise precum şi mecanizarea sortării şi depozitării semifabricatelor debitate în conteinere.

În cadrul capitolului II se prezintă mecanizarea şi automatizarea încărcării şi descărcării cuptoarelor de încălzire cu flacără şi a instalaţiilor de încălzire prin inducţie. În primul caz se prezintă dispozitive cu împingători pneumatici, cu pîrghii etc., a semifabricatelor în şi din cuptoarele cu propulsie şi cu vatră rotativă. În al doilea caz se descriu mecanismele pentru alimentarea prin jgheaburi a inductorilor cu semifabricate depozitate în cutii şi buncăre (de lungimi scurte) sau din stelaje (de lungimi mari).

Capitolul III începe prin descrierea mecanizării transportului semifabricatelor calde la ciocan, transportul diferitelor tipuri de semifabricate în locaşurile matriţei, evacuarea pieselor matriţate din matriţă. Capitolul se încheie cu prezentarea realizărilor moderne privind comanda cu program a ciocanelor matriţoare cu abur-aer şi cu scîndură şi a liniilor continue de matriţare a unor piese specifice (zale de şenilă pentru tractoare, piese circulare grele, arbori motori etc.).

La mecanizarea şi automatizarea matriţării pe maxiprese (cap. IV) se descriu diverse mecanisme pentru avansul semifabricatelor calde la matriţă şi în locaşurile acesteia (mecanisme pneumatice cu membrană, tip cu şurub, tip cu pîrghii şi culise, traverse cu cleşti, tip cu furcă, manipulatoare cu acţionare semiautomată şi cu comandă cu program). Capitolul se încheie cu descrierea unei instalaţii automate de ungerea matriţelor şi cu prezentarea unor linii continue de matriţare pentru piese circulare mari, inele, arbori motori şi supape.

Capitolul V tratează mecanismele pentru avansul şi aşezarea pieselor matriţate în ştanţele de debavurat, evacuarea pieselor debavurate şi a bavurilor precum şi pentru sortarea şi depozitarea acestora. În cadrul ultimului capitol (VI) se prezintă o serie de dispozitive pentru transferul pe verticală a barelor destinate refulării pe maşini de forjat orizontale (ridicătoare pneumatice, electropneumatice, dispozitive basculante, mese hidropneumatice etc.). În continuare se descriu instalaţii automate pentru refularea pieselor cave şi a pieselor pline debitate la lungime, pentru matriţarea prin extruziune etc.

În general lucrarea recenzată prezintă un caracter de noutate, conţinînd ultimele realizări în domeniul tratat. Excepţie fac numai cîteva dispozitive şi instalaţii prezentate deja de cîteva ori în literatura de specialitate. Cu tot caracterul descriptiv al lucrării, aceasta are meritul evident de a trece în revistă, în mod concentrat, o serie de instalaţii privind mecanizarea şi automatizarea atelierelor moderne de matriţare. În acest sens, lucrarea constituie o preţioasă sursă de informare şi pentru proiectanţii din ţara noastră. Mai ales în forjele mari pentru industria de camioane, tractoare, rulmenţi etc., se pot aplica o serie din dispozitivele prezentate în lucrare. De remarcat, ca sursă suplimentară de informare, bibliografia indicată, care cuprinde 45 de referiri din literatura sovietică şi 27 din literatura din străinătate.

Ing. *M. Codreanu*

B. B. Vinokur. M. P. Braun, N. I. Matiuşenko şi L. D. Tihonovskaia. **Jaroprocinaia stali. Leghirovanie, modifiţirovanie i goriaciaia obrabotka** (Oţelul refractar. Alierea, modificarea şi prelucrarea la cald). Kiev, Naukova Dumka, 1965, 268 pag., 59 fig.

Din lucrările publicate se ştie ce influenţă favorabilă exercită mici adaosuri de unele metale rare şi lantanide asupra proprietăţilor şi caracteristicilor tehnologice ale oţelurilor şi aliajelor, din care cauză se acordă o mare atenţie influenţei modificărilor produse prin microaliere. Aceasta este cu atît mai important, cu cît microadaosurile de elemente rare şi lantanide exercită o acţiune de înnobilare nu numai asupra metalului turnat, ci şi asupra metalului forjat.

O literatură vastă a fost consacrată problemei elaborării oţelurilor şi aliajelor refractare şi studierii caracteristicilor refractare ale acestora ; de aceea este necesar să se sistematizeze, într-o anumită măsură, materialele şi datele existente în această problemă.

În lucrarea de faţă sînt sintetizate rezultatele unor cercetări teoretice în domeniul oţelurilor şi aliajelor refractare, datele teoretice şi experimentale referitoare la modificarea materialelor indicate, sînt citate date despre transformările structurale în oţelurile refractare turnate în cazul microalierii cu niobiu, zirconiu, bor şi alte adaosuri, precum şi despre transformările structurale ale oţelului modificat la prelucrarea acestuia la cald. Totodată sînt tratate problemele legate de alegerea proceselor tehnologice optime — regimuri de forjare şi prelucrare termică.

Lucrarea editată sub auspiciile Academiei de ştiinţe a R.S.S. Ucrainiene constituie o valoroasă monografie cu privire la elaborarea şi prelucrarea mecanică a oţelurilor refractare.

În monografie se dau date generale privind bazele teoretice ale refractarităţii şi influenţa elementelor de aliere asupra caracteristicilor oţelurilor şi se face o clasificare a metalelor refractare. Se analizează problemele legate de alierea şi modificarea oţelurilor şi influenţa lor asupra rezistenţei. Se indică rezultatele influenţei alierii şi adaosurilor modificatoare asupra structurii şi proprietăţilor materialelor refractare. O deosebită atenţie se acordă studiului matematic al structurii oţelului refractar modificat, în legătură cu condiţiile deformării la cald.

Considerăm că ar fi fost util ca lucrarea să cuprindă şi descrierea tehnologiei şi agregatelor folosite la elaborarea oţelurilor refractare. De asemenea, ar fi prezentat interes unele indicaţii cu privire la domeniul de utilizare al diferitelor mărci de oţeluri refractare.

Ing. *Ş. Orăscu*

M. Skarbinski. **Construcţia pieselor turnate şi proiectarea formelor.** Editura tehnică, Bucureşti, 474 pag., 448 fig., 81 tabele.

Aşa cum arată titlul, lucrarea cuprinde două părţi : I — Construcţia pieselor turnate şi II — Proiectarea formelor.

În partea I autorul face o sinteză cu adaptarea, la normele noastre, a unei lucrări despre construcţia pieselor turnate. Ca probleme mai importante, tratate în această parte, cităm : concepţia generală a construcţiei piesei turnate ; construcţia pieselor turnate, ţinîndu-se seamă de rezistenţă şi rigiditate ; construcţia pieselor turnate în forme temporare ; construcţia pieselor turnate în funcţie de felul aliajului ; construcţia pieselor turnate în cochilii sub presiune, centrifug, de precizie şi în coji.

În partea a II-a autorul face sinteza unei lucrări privind proiectarea procesului tehnologic de formare — turnare. Problemele mai importante tratate în această parte sînt : metoda de proiectare a procesului tehnologic ; analiza problemelor tehnologice legate de profilul şi mărimea pieselor turnate ; construcţia reţelei de turnare şi analiza fenomenelor termice la răcirea pieselor turnate ; organiazrea locului de muncă ; alcătuirea desenului tehnologic, a garniturii de model şi a formei metalice ; proiectarea proceselor tehnologice de executare a garniturii de modele ; modul de elaborare a documentării tehnologice în funcţie de volumul şi specificul producţiei ; elaborarea tehnologiei pieselor turnate tipice. Partea a II-a se încheie cu un calcul al preţului de cost al pieselor turnate.

Scopul lucrării este de a stabili o metodă de elaborare a procesului tehnologic în turnătorii şi de a indica modul corect de executare a pieselor turnate.

Apreciem că, prin numeroasele exemple de calcul şi de soluţii practice pentru diferite tipuri de piese, lucrarea realizează obiectivul propus şi poate fi de un real folos inginerilor din uzinele constructoare de maşini atît în secţiile metalurgice, cît şi în cele mecanice, de proiectare, precum şi studenţilor de la facultăţile de metalurgie, mecanică şi tehnologia construcţiilor de maşini.

Considerăm însă că, în partea I această lucrare trebuia să trateze, pe lîngă precizia dimensională a pieselor turnate, și cîteva noțiuni în legătură cu rugozitatea suprafețelor lor, influența pe care o are rugozitatea asupra rezistenței piesei turnate, precum și factorii cu ajutorul cărora se poate influența rugozitatea. De asemenea, este regretabil faptul că lucrarea prezintă anumite lipsuri, din cauza autorului sau a editurii, după cum urmează : diagrama de la pagina 67 este incompletă ; figura 442, pagina 466, nu este corectă. Este greu de crezut că autorul a găsit un exemplu de piesă la care manopera necesară pentru confecționarea garniturii de model să fie mai mică decît cea necesară pentru formare, așa cum se arată în figura 442 ; bibliografia, în special cea din limba germană și rusă, conține greșeli de ortografie.

Dr. ing. *Buzilă S.*

D. Adenis și P. Blanchard. **Fragilité et fragilisation des métaux et alliages** (Fragilitatea și fragilizarea metalelor și aliajelor). Paris, Ed. Dunod, 1963, 207 pag,, 199 fig.

Progresul tehnic necesită îmbunătățirea continuă a materialelor metalice existente și obținerea de noi aliaje care să reziste la solicitări din ce în ce mai severe. În eforturile de îmbunătățire a proprietăților mecanice ale metalelor, metalurgistul se lovește de o dificultate importantă, și anume, de fragilitatea pe care o conferă acestor metale unele tratamente sau condiții de lucru la care sînt supuse. Pentru lămurirea fenomenelor de fragilitate, în ultimii 20 de ani s-au înregistrat progrese mari în domeniul cunoașterii mecanismului de deformare și de rupere a metalelor.

Definind termenul ,,fragil'' ca fiind atributul unui material metalic de a nu se putea deforma în mod apreciabil fără a i se provoca ruperea, și definind ,,fragilizarea'' ca fiind tratamentul care micșorează capacitatea de deformare a unui material metalic în condiții date, autorii prezintă o lucrare modernă și coherentă asupra acestor probleme.

Primele două capitole ale lucrării sînt consacrate descrierii diferitelor tipuri de fragilizare. În capitolul întîi se tratează despre fragilitatea provocată de constituenții interstițiali și fragilitatea intergranulară, analizîndu-se fragilitatea de albastru și fragilitatea produsă de hidrogen. Al doilea capitol se ocupă cu fragilitatea la temperatură joasă și la revenire a oțelurilor și cu fragilitatea oțelurilor inoxidabile.

Capitolul al treilea cuprinde interpretarea teoretică a cîtorva fenomene ; se revăd teoriile moderne asupra ruperii fragile, asupra fragilizării produse de hidrogen și asupra fragilității la temperatură joasă. Aceste probleme, de importanță practică deosebită, prezintă dificultăți de interpretare ; autorii fac o analiză concisă a tuturor aspectelor fenomenologice ale problemei și, în general, dau explicația cea mai probabilă.

Factorii fragilizanți de natură mecanică (concentrarea de tensiuni, efectul de crestătură, triaxialitatea tensiunilor) și tensiunile reziduale sînt tratate în capitolul al patrulea, iar cîteva observații asupra metodelor de studiu al fragilității, în capitolul al cincilea.

Lucrarea nu reprezintă un studiu complet asupra fragilității metalelor și aliajelor ; sînt analizate cele mai importante mecanisme fiind însă omise fenomenele de mai mică însemnătate practică. De asemenea, nu sînt analizate cauzele ruperilor ca urmare a defectelor de turnare, laminare sau sudură.

Prezentarea materialului este sistematică și clară, iar stilul folosit este foarte curgător, ceea ce face ca lectura să fie cît se poate de plăcută.

Lucrarea este foarte utilă atît pentru studenți și cercetători, cît și pentru inginerii preocupați de problemele practice ale comportării materialelor metalice. Bogata bibliografie (cca. 200 referate) ajută la folosirea acestei cărți, ca material de referință, de către toți cei care doresc să studieze mai adînc aspectele practice ale fragilizării.

Ing. *Maria Solacolu*

L. M. Marienbah. **Pecivliteinom proizvodstve** (Cuptoare de turnătorie). Atlas, Moscova, Ed. Mașinostroenie, 1965, 80 pag., 57 planșe.

Atlasul reprezintă un supliment al cărții ,,Cuptoare de turnătorie'' scrisă de același autor și editată în anul 1964 (Ed. Mașinostroenie) și care este destinată studenților de la facultățile metalurgice și de construcții de mașini (recenzia în Metalurgia, nr. 7, 1966).

În atlas sînt cuprinse desenele celor mai importante cuptoare de uscare, de tratament termic și de elaborare, folosite în turnătorii. De asemenea, sînt prezentate desenele principalelor părți ale acestor cuptoare, arzătoare, recuperatoare etc.

În grupa cuptoarelor de uscare sînt prezentate caracteristicile tehnice și desenele constructive ale cuptoarelor dulap, tip cameră, ale cuptoarelor tunel și elevator, ale cuptoarelor staționare și mobile pentru uscarea superficială a formelor și miezurilor.

Se dau date pentru cuptoare dulap cu productivitatea de 2 000 kg/h (dimensiuni 0,9 × 1,25 × 1,1 m), pentru cuptoare cameră de uscat forme, cu productivitatea de 13 700 kg/h (dimensiuni 4,0 × 4,5 × 3,5 m), pentru cuptoare elevator destinate uscării miezurilor cu productivitatea de 800 kg/h.

Din datele prezentate, mai puțin cunoscute pentru noi sînt cele referitoare la cuptoarele staționare pentru uscarea superficială a formelor executate din amestecuri cu întărire rapidă.

Din grupa cuptoarelor de tratament sînt analizate cuptoarele tip cameră și tunel, folosite pentru recoacerea pieselor din oțel, fontă maleabilă și fontă cenușie.

Din grupa cuptoarelor de elaborare se prezintă date privind cuptoarele Martin de capacitate mică, cubilourile tipizate și speciale și cuptoarele electrice cu arc.

Atlasul cuprinde caracteristicile tehnice și desenele pentru cuptoarele Martin de 100 t (cu păcură) și de 35 t (cu gaz de generator), precum și pentru cuptoarele electrice cu arc, de 5 t.

Cubilourile normalizate prezentate în atlas (productivitate de 5 t/h) au diametrul de 900 mm și înălțimea utilă de 4,8 m, prevăzute cu trei rînduri de guri de aer și cu antecreuzet de 4 t.

Sînt date, de asemenea, desenele cubilourilor cu cocs și gaz metan, cu productivitatea de 3,5 t/h, diametrul de 700 mm, înălțimea utilă de 3,5 m. Ele sînt prevăzute cu un rînd de guri de aer și cu patru arzătoare pentru gaz natural de 65 Nm^3/h, montate la distanța de 700 mm deasupra nivelului gurilor de aer. La aceste cubilouri se apreciază o economie de 50 % cocs, la un consum de gaz natural de 35 Nm^3/t fontă lichidă. Antecreuzetul este de 2,5 t fontă lichidă.

Cubilourile descrise, cu cocs și gaz metan, sînt în prezent tipizate.

În atlas sînt prezentate, de asemenea, cubilourile cu antecreuzete, avînd încălzire cu curenți de inducție, cu productivitatea de 8 — 10 t/h (diametrul cubiloului 1 200 mm). Aceste cubilouri funcționează în unele turnătorii din U.R.S.S.

O caracteristică a atlasului recenzat o constituie bogăția de date constructive prezentate. Aceste date reflectă experiența constructorilor de cuptoare de turnătorie, precum și rezultatele cercetărilor obținute în ultimul timp în domeniul acestor cuptoare.

Meritul lucrării constă în faptul că a reușit să prezinte în mod sistematic și unitar toate aceste date, care erau dispersate în literatura de specialitate.

Considerăm că atlasul ar fi fost mai complet dacă cuprindea date privind cuptoarele de inducție folosite în cea mai mare parte din turnătorii, cuptoare electrice cu arc cu dimensiuni diferite decît cele corespunzătoare cuptoarelor cu capacitate de 5 t, precum și date referitoare la convertizoarele de turnătorie.

Lucrarea este deosebit de folositoare studenților de la facultatea de metalurgie, precum și cadrelor tehnice care lucrează în domeniul proiectării și exploatării cuptoarelor de turnătorie.

Dr. ing. *L. Sofron*

Intre 12 şi 16 septembrie la Bucureşti :

Sărbătorirea centenarului introducerii sistemului metric în România

Anul acesta se împlinesc o sută de ani de la introducerea prin lege a aplicării obligatorii a sistemului metric în ţara noastră. Pentru poporul nostru, introducerea şi folosirea timp de un secol a sistemului metric prezintă o importanţă deosebită din punct de vedere istoric, politic, economic şi ştiinţific.

Documentul prin care a fost legiferat sistemul metric la noi este Decretul lui Alexandru Ioan Cuza, din 1864, prin care se hotărăşte obligativitatea aplicării sistemului metric de la 1 ianuarie 1866, adică cu 11 ani înaintea Convenţiei Metrului din 1875, considerată ca cea mai veche convenţie internaţională cu caracter tehnico-ştiinţific.

Caracterul practic, simplitatea, omogenitatea, generalitatea şi în special caracterul zecimal, constituie baza ştiinţifică care impune sistemul metric în a doua jumătate a secolului al XIX-lea în opoziţie cu vechile sisteme de măsuri de tip feudal.

Caracterul progresist al acestei măsuri legale, adoptate acum o sută de ani, este demonstrat de faptul că astăzi, datorită efectelor sale pozitive în ştiinţă, tehnică şi economie, sistemul metric este adoptat de majoritatea ţărilor lumii, ca sistem internaţional.

Introducerea sistemului metric în ţara noastră a avut loc în perioada imediat următoare formării statului român modern, prin unirea Principatelor Române, o dată cu promulgarea legii agrare şi a noii legi a instrucţiunii, măsuri corespunzătoare etapei istorice respective de dezvoltare, precum şi cerinţelor pieţei interne unice şi învăţămîntului tehnic.

Statul burghezo-moşieresc a vegheat îndeosebi asupra legalităţii măsurilor şi aparatelor de măsurat folosite în tranzacţiile comerciale şi în învăţămînt, deoarece, în condiţiile proprietăţii private asupra mijloacelor de producţie şi a dependenţei de capitalul şi tehnica străină, nu era direct interesat să ia sub supraveghere mijloacele de măsurat folosite în industrie.

Cu toate că nu au existat preocupări din partea organelor oficiale pentru generalizarea şi perfecţionarea nivelului tehnicii măsurării, oameni de ştiinţă de seamă, ca Ion Ghica, Ştefan Hepites şi alţii, au adus un aport deosebit la progresul sistemului metric în ţara noastră.

O dată cu cucerirea puterii politice de către clasa muncitoare, după 23 August 1944, tehnica măsurării şi legislaţia metrologică au cunoscut o dezvoltare continuă, devenind factori activi în asigurarea calităţii producţiei, în dezvoltarea cercetării ştiinţifice şi în perfecţionarea şi consolidarea sistemului metric.

Înfăptuirea principalelor reforme economice şi îndeosebi naţionalizarea mijloacelor de producţie au determinat dezvoltarea tuturor ramurilor economiei noastre şi, în consecinţă, extinderea activităţii metrologice în industrie, sănătate, protecţia muncii, agricultură, cercetare ştiinţifică etc.

Totodată a apărut ca o necesitate obiectivă înfiinţarea unei instituţii centrale de stat, care să preia întreaga problemă a transmiterii corecte a unităţilor de măsură, să studieze mijloacele şi metodele de etalonare, de verificare şi măsurare cele mai corespunzătoare, să sprijine ridicarea performanţelor tuturor mijloacelor de măsurare care se construiesc în ţară, să colaboreze, pe planul măsurării, la creşterea calităţii produselor şi la ridicarea nivelului tehnic general al industriei. Toate aceste sarcini, alături de altele care derivă din acestea, revin Direcţiei Generale pentru Metrologie, Standarde şi Investiţii, prin Oficiul de Stat pentru Metrologie.

Sărbătorirea Centenarului introducerii sistemului metric în România, care va avea loc între 12 şi 16 septembrie 1966, va prilejui o serie de manifestări, dintre care :

1. O şedinţă festivă, cu tema „100 ani de la introducerea sistemului metric în România”, la care vor participa oameni de ştiinţă şi specialişti în probleme metrologice din ţară şi străinătate, lucrători în domeniul metrologiei din uzine, proiectanţi şi constructori de mijloace de măsurare.

2. O sesiune de comunicări ştiinţifice, în cadrul căreia se vor prezenta, de către specialiştii din ţară şi străinătate, probleme noi referitoare la realizarea de etaloane, metode noi de etalonare, verificare şi măsurare, tendinţe în construcţia aparatelor de măsurat şi probleme teoretice ale metrologiei. Lucrările se vor desfăşura pe patru secţii, şi anume :

— metrologie generală şi metode şi aparate pentru măsurarea mărimilor analitice şi de material (concentraţie, viscozitate, pH, umiditate etc.) ;

— metode şi aparate pentru măsurarea mărimilor mecanice (mărimi geometrice, masă, forţă, capacitate, presiune, debit, timp etc.) ;

— metode şi aparate pentru măsurarea mărimilor electromagnetice (mărimi electrice în curent continuu, curent alternativ de frecvenţă joasă şi înaltă, măsurări radiotehnice, magnetometrie etc.) ;

— metode şi aparate pentru măsurarea mărimilor termice, fotometrice şi radiometrice (temperatură, cantitate de căldură, intensitate şi flux luminos, activitate, doză de radiaţii etc.).

3. O expoziţie de mijloace de măsurare construite în ţară.

Toate aceste manifestări vor contribui la o informare multilaterală a muncitorilor, tehnicienilor şi oamenilor de ştiinţă din ţara noastră, despre aportul adus de sistemul metric în general, precum şi asupra celor mai noi probleme în domeniul metrologiei ştiinţifice.

Ing. *M. Moldoveanu*

Institutul pentru proiectări de laminoare — fruntaş în mişcarea de invenţii şi inovaţii pe anul 1965

În baza Ordinului M.I.M. nr. 72 din 13.VIII.1965, avîndu-se în vedere că concursurile de inovaţii care s-au desfăşurat în anii precedenţi au contribuit la îmbunătăţirea activităţii de inovaţii din întreprinderile şi institutele Ministerului Industriei Metalurgice, în anul 1965 s-a organizat un concurs, pentru a stimula mişcarea de masă a inovatorilor în scopul de a îndruma iniţiativa creatoare a oamenilor muncii din unităţile M.I.M.

Concursul a urmărit îndeplinirea şi depăşirea sarcinilor de plan privind creşterea productivităţii muncii, îmbunătăţirea calităţii produselor, reducerea consumului de metal şi a preţului de cost, realizarea economiilor prin aplicarea de inovaţii şi generalizarea lor, avînd ca obiective : rezolvarea problemelor tehnico-economice importante ale unităţilor, cuprinse în planurile tematice de inovaţii ; aplicarea efectivă în producţie a unui număr cît mai mare de invenţii şi inovaţii cu efecte economice şi calitative importante ; generalizarea inovaţiilor aplicate care duc la economii de materiale, manoperă, la reducerea preţului de cost etc. ; înregistrarea şi respectiv caracterizarea de invenţii de către O.S.I. precum şi aplicarea acestora în perioada concursului.

S-a organizat un concurs de inovaţii cu premii pe trei etape, în cinstea zilelor de 1 Mai, 23 August şi 30 Decembrie 1965, avînd ca scop rezolvarea problemelor de bază cuprinse în planul tematic de inovaţii anual al institutului.

Rezultatele acestei acţiuni nu au întîrziat să-şi spună cuvîntul, sfîrşitul anului 1965 marcînd roadele unei munci duse cu perseverenţă şi abnegaţie.

Astfel, I.P.L. a reuşit să obţină cel mai mare indice — 7,294 — care l-a situat pe primul loc între cele 40 întreprinderi ale M.I.M. urmat fiind în ordine de Uzinele „Republica”, cu indicele 3,241, „Cablul Românesc”, cu 2,068, Uzina metalurgică — Aiud, cu 1,972, I.C.M.S. — Galaţi, cu 1,146 şi C.S.H., cu indicele 1,072.

Ca urmare a unei acţiuni susţinute dusă zi de zi şi a acordării asistenţei tehnice permanente, pentru introducerea tehnicii noi în proiectare, mişcarea de invenţii şi inovaţii din I.P.L. s-a dezvoltat intens în ultimii trei ani, în această perioadă înregistrîndu-se la O.S.I. 34

propuneri de invenţii. Din acestea 14 — reprezentînd 41 % — au fost înregistrate numai în anul 1965. Pînă în prezent au fost caracterizate de către O.S.I. 17 invenţii din cele 34, ceea ce reprezintă 50 % din numărul propunerilor.

Actualmente I.P.L. numără 24 de inventatori.

Dintre invenţiile mai importante se menţionează:

— „Procedeu şi instalaţie de decapare” (autori: colectiv ing. E. Cerchez, economii postcalculate de 3 580 000 lei, la U.L.T.S. — Galaţi, Uzinele „Oţelul roşu” şi Uzina „Ciocanul” — Nadrag);

— „Sistem de reglare electrică pentru cărucior la transfercar în circuit închis” (autor: ing. V. Tudor, economii de investiţii la C.S.H. de 313 300 lei);

— „Procedeu de ridicare a temperaturii de ardere la combustibili gazoşi” (autor: ing. M. Munteanu, economii postcalculate de cca. 2 600 000 lei la C.S.R.).

Dintre inovaţii, se citează:

— „Procedeu şi dispozitiv antibalans pentru traversă şi cîrlig la podurile rulante” (autor: ing. V. Mătase);

— „Sistem de alimentare raţionalizat al acţionărilor principale ale liniei de sîrmă de la C.S.H.” (autor: colectiv ing. M. Trandaf);

— „Acţionarea laminoarelor cu viteză variabilă nereversibilă, prin cascade motor asincron redresor motor de curent continuu” (autor: colectiv ing. D. Damsker, economii, la I.S.C.T., de peste 4 000 000 lei).

Eforturile inventatorilor şi ale inovatorilor au fost răsplătite prin recompense, totalizînd suma de 123 148 lei.

S-au obţinut pînă acum rezultate deosebit de frumoase faţă de activitatea din trecut, mişcarea de invenţii şi inovaţii marcînd o cotitură prin orientarea sa spre lucrări originale cu caracter de invenţii. Realizările valoroase concretizate prin soluţii tehnice generatoare de economii de ordinul milioanelor de lei — în afara avantajelor sociale şi de calitate — reprezintă aportul inventatorilor şi inovatorilor din I.P.L., care în sectorul nostru de activitate evidenţiază contribuţia tehnicii româneşti la progresul tehnicii mondiale. Aceste realizări, rezultat al unei activităţi continue şi susţinute, nu reprezintă însă decît o parte din posibilităţile de creaţie tehnică ale salariaţilor I.P.L.

Ing. *M. Vrînceanu*

Sesiune tehnico-ştiinţifică la Uzinele de construcţii de maşini—Reşiţa

La Uzinele de construcţii de maşini—Reşiţa a avut loc, în luna martie, o sesiune tehnico-ştiinţifică cu tema: „Probleme de concepţie privind construcţia turbinelor hidraulice şi a hidrogeneratoarelor”, organizată de către Consiliul Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor şi de Ministerul Industriei Construcţiilor de Maşini. La sesiune au participat peste 120 ingineri, specialişti de la Institutul de energetică al Academiei Republicii Socialiste România, de la Baza de cercetări din Timişoara, a Academiei, de la institutele politehnice din Bucureşti şi Timişoara, de la institutele de cercetări şi proiectări, de la Întreprinderea de centrale hidraulice „Stejarul” etc.

Au fost prezentate 18 referate şi comunicări, în cadrul celor două secţii în care s-a desfăşurat consfătuirea: secţia I—turbine hidraulice şi secţia a II-a—hidrogeneratoare.

Dintre referate, care au oglindit cele mai actuale probleme privind construcţia turboagregatelor, se menţionează:

— „Propunerea unei metode de calcul al profilului prin turbine Francis” (Dorin Pavel);

— „Observaţii asupra coeficientului critic de cavitaţie la turbinele hidraulice axiale” (I. Anton şi I. Preda);

— „Realizări şi perspective în construcţia de turbine hidraulice în Republica Socialistă România” (F. Costea);

— „Comportarea în exploatare a turbinelor hidroelectrice de la centralele hidroelectrice din amenajarea Bistriţa — Aval, fabricate de U.C.M.—Reşiţa” (G. Anghel);

— „Cavitaţia de tip rost la maşinile hidroelectrice axiale” (F. Gyulai);

— „Calculul forţelor hidrodinamice care acţionează asupra unui profil dintr-o reţea situată într-un centru turbulent“ (Şt. Zarea);

— „Influenţa parametrilor de calcul asupra portanţei şi coeficientului de presiune al profilelor hidrodinamice în reţea de turbină” (E. Sisak şi Viorica Anton);

— „Mişcări potenţiale axiale simetrice în jurul carenelor deschise aplicate studiului elementelor principale ale turbinelor Francis şi Kaplan” (D. Taşcă);

— „Metode de cercetare şi reducere a uzurii turbinelor hidraulice” (Şt. Zarea);

— „Realizări şi perspective în construcţia de hidrogeneratoare în Republica Socialistă România” (M. Opaschi);

— „Model analog al hidrogeneratorului pentru determinarea parametrilor funcţionali optimi” (D. Creţu);

— „Soluţii noi aplicate în construcţia hidrogeneratoarelor” (M. Opaschi, F. Ilieş, M. Velciov şi T. Cucoş).

În urma discuţiilor care au avut loc după prezentarea fiecărui referat şi comunicări, cum şi a propunerilor făcute în cele două secţii, au fost elaborate o serie de concluzii privind îmbunătăţirea în continuare a acestor agregate.

Ing. *Eliza Petrescu*

A VIII-a sesiune ştiinţifică a Institutului politehnic—Cluj

În zilele de 22 şi 23 aprilie 1966 a avut loc a VIII-a sesiune ştiinţifică a cadrelor didactice ale Institutului politehnic-Cluj. Lucrările s-au desfăşurat în nouă secţii: Tehnologia construcţiei de maşini (10 comunicări), Tehnologia prelucrării la cald (7), Termotehnică (15), Construcţii (18), Mecanică şi mecanisme (14), Metalurgia pulberilor şi chimie (10), Termoenergetică (7), Matematici (19), Geometrie descriptivă şi Topografie (6).

Din punct de vedere metalurgic un interes deosebit au prezentat lucrările ştiinţifice susţinute în secţiile de tehnologie a prelucrării la cald a metalelor şi de metalurgia pulberilor. Au fost prezentate comunicările:

„Cercetări în legătură cu măsurarea deformabilităţii la cald a metalelor şi aliajelor” (I. Drăgan);

„Contribuţii la măsurarea deformabilităţii la cald a metalelor şi aliajelor prin metoda torsiunii” (I. Drăgan);

„Unele aspecte ale comportării la deformare a fontelor cenuşii” (I. Drăgan, G. Zirbo, G. Vermeşan, A. Roşu);

„Asupra rigidităţii preselor mecanice cu un montant” (V. Moldovan, L. Stan, V. Zubac, A. Roşu);

„Procedee moderne de matriţare” (A. Maniu, C. Wanyorek, V. Covacevici, G. Memet, Institutul politehnic—Braşov, V. Pop, Uzina „Tractorul”—Braşov);

„Curgerea metalului lichid pe suprafaţa formei în timpul umplerii şi influenţa acesteia asupra calităţii suprafeţei pieselor turnate” (V. Vulcu — — Institutul politehnic—Braşov);

„Forjarea prin matriţare pe ciocane cu cădere liberă a pieselor cu flanşe refulată pe lungimea axei” (M. Mureşan—Uzina „Hidromecanica”—Braşov);

„Cercetări metalografice asupra influenţei difuziunii cuprului în sudurile de oţel” (H. Colan);

„Asupra corelaţiei dintre structura de interior şi de suprafaţă puse în evidenţă la încălzirea şi răcirea în vid şi în argon a oţelurilor carbon” (A. Domşa, E. Bicsak, M. Filipescu);

„Contribuţii la elaborarea carburii de molibden (Mo_2C)” (A. Domşa, L. Szabo, S. Coman, V. Coman);

„Contribuţii la studiul aderenţei straturilor metalizate cu pulbere de fier de tip Frem” (A .Domşa, G. Matei, R. Orban);

„Asupra contracţiei materialelor sinterizate din pulberi de fier tip Frem” (A. Domşa, I. Schmidt);

„Asupra reducerii oxizilor de fier direct cu gaz metan, în diferite materiale tehnologice” (A. Domşa, Z. Spîrchez).

La sesiune au participat numeroşi invitaţi de la institutele politehnice din ţară, de la institutele de cercetări departamentale şi de la marile uzine metalurgice. Prin discuţiile purtate s-au lămurit sensul şi importanţa lucrărilor. S-a apreciat nu numai nivelul teoretic ridicat ci şi aplicativitatea directă a marii majorităţi a lucrărilor prezentate. S-a remarcat acţiunea susţinută depusă de conducerea Institutului politehnic — Cluj în vederea antrenării unui număr mare de cadre tinere în activitatea de cercetare ştiinţifică.

Prof. ing. *C. Wanyorek*

Sesiunea ştiinţifică „Imbunătăţirea calităţii şi dezvoltarea gamei de utilaj petrolier pentru forajul la mari adîncimi”

În zilele de 29—30 aprilie a.c. a avut loc la Uzina „1 Mai” din Ploieşti o sesiune tehnico-ştiinţifică cu tema: „Îmbunătăţirea calităţii şi dezvoltarea gamei de utilaj petrolier pentru forajul la mari adîncimi”, organizată de Ministerul Industriei Construcţiilor de Maşini în colaborare cu Consiliul Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor, la care au participat cadre tehnice din Ministerul

Industriei Construcţiilor de Maşini, din Ministerul Petrolului, din uzine constructoare de utilaj petrolier şi trusturi de foraj, din institute de proiectări şi cercetări şi de învăţămînt tehnic superior. În sesiune au fost prezentate 14 comunicări dintre care se menţionează:

— „Cercetări în vederea asimilări unor mărci superioare de oţeluri pentru fabricarea materialului tubular folosit la forajul adînc" (I. Tripşa, O. Cristea şi C. Ionescu);

— „Perfecţionări şi îmbunătăţiri la instalaţiile de foraj pentru mari adîndimi" (V. Săvulescu);

— „Curbele caracteristice de funcţionare ale pompelor de noroi acţionate prin convertizoare hidraulice la instalaţiile de foraj de mare adîncime" (N. Peligrad);

— „Agregate şi scule pentru forajul de mare adîncime" (P. Raţă);

— „Aspecte tehnico-economice legate de tipul turlei şi lungimea paşilor de prăjini ce pot fi manevrate de aceasta la instalaţiile de foraj de mare adîncime" (V. Cristea);

— „Studiul creşterii preciziei lanţurilor de transmisie de la instalaţiile de foraj de mare adîncime" (D. Raşeev, N. Antonescu şi I. Tudor);

— „Comportarea în exploatare a utilajului de foraj de mare adîncime fabricat în ţară" (T. Moraru);

— „Realizări şi perspective în fabricarea convertizoarelor hidraulice pentru instalaţiile de foraj de mare adîncime" (Gh. Găină);

— „Prevenitoare de erupţie cu acţionare hidraulică pentru sonde de mare adîncime" (T. Toivi);

— „Studii, cercetări şi realizări privind asimilarea de garnituri şi articole tehnice de cauciuc pentru instalaţiile de foraj de mare adîncime";

— „Studiul calităţii materialelor şi al tratamentelor termice folosite la fabricaţia instalaţiilor de foraj de mare adîncime" (S. Raşeev, M. Marcu, N. Antonescu şi I. Tudor);

— „Îmbunătăţirea calităţii lanţurilor cu role de la instalaţiile de foraj" (I. Hrăpeanu).

După prezentarea referatelor au avut loc discuţii care au concretizat probleme importante în construcţia utilajului petrolier, din care s-a desprins faptul că activitatea de asimilare a noilor utilaje, instalaţii şi agregate pentru forajul de mare adîncime se desfăşoară în paralel cu preocuparea pentru ridicarea nivelului calitativ al produselor.

Ing. *Eliza Petrescu*

Simpozionul „Cercetarea uzinală, factor activ pentru îmbunătăţirea calităţii producţiei"

În ziua de 11 iunie 1966 s-a ţinut la Reşiţa simpozionul cu tema de mai sus, organizat de Ministerul Industriei Metalurgice — Direcţia tehnică, în colaborare cu Consiliul Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor — Secţia siderurgică.

Au participat delegaţi de la Institutul de cercetări metalurgice, de la Combinatele siderurgice, de la uzinele şi întreprinderile din cadrul Ministerului Industriei Metalurgice.

După cuvîntul de deschidere au fost prezentate următoarele comunicări: „Cercetarea uzinală şi rolul ei în îmbunătăţirea calităţii producţiei" (dr. ing. I. Tripşa); „Aspecte ale cercetărilor de la Combinatul siderurgic — Reşiţa care au dus la îmbunătăţirea calităţii producţiei de fontă şi oţel" (ing. V. Olteanu); „Metode pentru ridicarea eficienţei în munca de cercetare uzinală" (dr. ing. I. Ilca); „Eficacitatea cercetărilor uzinale de la „Industria Sîrmei" — Cîmpia Turzii privind calitatea şi asimilarea produselor noi" (ing. C. Hertl); „Unele aspecte ale activităţii de cercetare uzinală în domeniul elaborării oţelului" (dr. ing. A. Jurj); „Contribuţia cercetării în cadrul uzinei „Oţelul roşu" (ing. P. Munteanu); „Contribuţia şi necesitatea dezvoltării în continuare a cercetării în domeniul produselor abrazive la uzina „Carbochim" (ing F. Heltai); „Unele aspecte ale îmbunătăţirii calităţii materiei prime pentru ciclul siderurgic" (ing. G. Gheorghişor).

Simpozionul a avut drept scop realizarea unui schimb de păreri şi de învăţăminte în orientarea şi abordarea problemelor de cercetare uzinală, în stabilirea măsurilor necesare realizării şi perfecţionării cercetării privind în special îmbunătăţirea sistemului de organizare a cercetării, precum şi asigurarea cu cadre şi mijloace materiale necesare.

Lucrările prezentate şi discuţiile purtate au prilejuit o trecere în revistă a contribuţiilor serviciilor de cercetare de la combinatele siderurgice Hunedoara şi Reşiţa, uzinele „Oţelul roşu", „Carbochim" şi „Industria Sîrmei" — Cîmpia Turzii, la rezolvarea unor probleme strîns legate de îmbunătăţirea calităţii produselor.

De asemenea s-a arătat că, în vederea îmbunătăţirii muncii de cercetare uzinală şi a creşterii prestigiului ei, serviciile de cercetare uzinală trebuie dotate atît cu personal de înaltă calificare, recrutat pe bază de concurs, cît şi cu cadre tinere, cu înclinaţii către munca de cercetare.

Unele comunicări au arătat necesitatea organizării de cursuri de specialitate şi postuniversitare din doi în doi ani, în mod centralizat şi pe perioade diferite, pentru ca toţi inginerii să poată participa, schimburi de experienţă între serviciile de cercetare axate pe temele prevăzute în plan, schimburi de documente şi de memorii de încheiere a unor lucrări de cercetare.

Tot în scopul ridicării nivelului cercetărilor majoritatea comunicărilor au subliniat importanţa colaborării strînse între serviciile de cercetare uzinală cu Institutul de cercetări metalurgice şi cu institutele de învăţămînt superior şi ale Academiei R.S. România.

În încheierea lucrărilor s-a arătat că simpozionul şi-a atins scopul, că cercetarea uzinală deţine un rol foarte important în desfăşurarea muncii ştiinţifice în domeniul siderurgiei constituind un factor activ pentru îmbunătăţirea calităţii produselor şi ca atare trebuie realizate măsurile propuse pentru intensificarea şi perfecţionarea ei.

Ing. *Gh. Stănciulescu*

Sesiunea tehnico-ştiinţifică cu tema „Îmbunătăţirea calităţii pieselor forjate"

În zilele de 20 şi 21 iunie 1966 a avut loc la Braşov, în sala de festivităţi a Clubului uzinelor „Steagul roşu", o sesiune tehnico-ştiinţifică organizată de M.I.C.M. — D.G.T. şi de C.N.I.T., cu tema: „ Îmbunătăţirea calităţii pieselor forjate". La această sesiune au luat parte cadre din conducerea M.I.C.M., C.N.I.T. şi C.N.C.S., cadre didactice din învăţămîntul superior şi numeroşi specialişti din majoritatea forjelor din ţară.

Au fost prezentate o serie de referate şi comunicări privind probleme concrete din sectoarele de forjă, precum şi probleme privind dezvoltarea de perspectivă a industriei de forjare şi matriţare din ţara noastră, în lumina Directivelor celui de-al IX-lea Congres al P.C.R., după cum urmează:

„Unele probleme ale fabricaţiei pieselor forjate şi matriţate în R.S. România" (dr. ing. Chiriţă V., vicepreşedinte al C.N.C.S.); „Mecanizarea şi automatizarea operaţiilor din secţiile şi atelierele de forjă" (ing. Pătroianu M. şi ing. Pascu F., I.P.C.M.); „Despre stabilirea unor criterii tehnico-economice pentru aplicarea electro-căldurii prin inducţie la forjarea semifabricatelor" (ing. Seceleanu T., I.C.T.C.M.); „Procesul tehnologic de forjare al racordurilor speciale la U.U.P.T." (ing. Miess K., U.U.P.T.); „Aplicarea forjării de precizie la fabricarea uneltelor şi sculelor de mînă" (ing. Sipoş M., I.U.S. — Braşov); „Asupra productivităţii utilajelor de matriţare la cald" (ing. Codreanu M., U.S.R.B.); „Tehnologii moderne de formare plastică şi tendinţe actuale de organizare a producţiei" (ing. Pridvornic N., I.C.T.C.M.); „Organizarea ştiinţifică a controlului tehnic în fabricaţia pieselor forjate" (ing. Vasiliu A., M.I.C.M. — O.C.C.P.); „Necesitatea unei tehnologii unitare pentru buna desfăşurare a procesului de fabricaţie în secţiile de forjă" (conf. ing. Moldovan V., I.P. — Cluj); „Instalaţie pentru deştunderizarea hidraulică a semifabricatelor destinate matriţării" (asist. Canto T., I.P. — Cluj); „Execuţia supapelor prin extruziune" (conf. dr. ing. Popescu V.); „Forjarea combinată a pieselor mari" (ing. Isac Gh., U.C.M.R.) ; „Aspecte privind fabricarea arcurilor inelare în ţara noastră" (ing. Radu I., U.V.A.); „Realizări noi în domeniul forjării roţilor dinţate (ing. Cibianu S., ing. Latzina F. şi tehn. Pop V., U.T.B.); „Unele probleme privind forjarea tijelor de pompaj" (ing. Apostol St., U.M. — Cîmpina); „Observaţii asupra caltăţii pieselor forjate din aliaje pe bază de aluminiu pentru turbosuflante LDE (ing. Caba M., M.I.C.M. — O.C.C.P.).

Pe baza numeroaselor discuţii purtate pe marginea referatelor prezentate s-a putut elabora un plan cu măsuri concrete în care au fost prezentate soluţii pentru rezolvarea unei serii din problemele cele mai actuale privind dezvoltarea cantitativă şi calitativă a industriei de forjare şi matriţare în următorii ani în ţara noastră.

Sesiunea şi-a atins pe deplin scopul pentru care a fost iniţiată, bucurîndu-se de aprecierea unanimă a participanţilor, care au propus pentru viitor organizarea, în fiecare an, a unor asemenea sesiuni.

Ing. *M. Codreanu*

REVISTA REVISTELOR

Stahl und Eisen, nr. 5, 1966: Cercetarea tehnicii la laminare la un laminor la rece cu patru caje în tandem; Erori ale termocuplurilor din metale nenobile în atmosfere oxidante şi reducătoare; Determinarea momentului de rotire la laminarea benzilor, luînd în consideraţie turtirea cilindrilor; Influenţa reducerii de secţiune asupra tensiunilor proprii la tragerea barelor din oţel arc; Materiale publicate între anii 1963 şi 1965 asupra durabilităţii cilindrilor în laminoarele de benzi; Materiale publicate între anii 1963 şi 1965 asupra ambutisării adînci; Materiale publicate între anii 1963 şi 1965 asupra extrudării; Materiale publicate între anii 1963 şi 1965 asupra deformării cu viteze ridicate; Extruziunea la rece hidrostatică.

Nr. 6, 1966: Experienţa exploatării unui furnal înalt la temperaturi ridicate; Rezultatele de exploatare ale producţiei bramelor turnate continuu la instalaţii cu evacuare curbată; Despre dezvoltarea turnării continue şi utilizarea ei pe scară largă; Despre influenţa azotului asupra comportării la fluaj şi a rezistenţei de durată a oţelurilor nealiate; Influenţa compoziţiei chimice a oţelurilor pentru vase sub presiune, destinate reactoarelor, asupra fragilizării lor sub influenţa radiaţiilor de neutroni; Oţel refractar cu 12% Cr pentru arbori de turbine; Învăţămîntul metalurgic în Marea Britanie.

Nr. 8, 1966: Proprietăţile, modul de construcţie şi durabilitatea căptuşelii refractare a furnalelor înalte; Cercetări privind încărcarea şi descărcarea de materiale din buncăre cu benzi de evacuare; Debitul liniilor bluming-slebing reglate prin program; Cerinţele privind motoarele de curent continuu pentru acţionările auxiliare ale liniilor grele reversibile; Acţionare nouă prin roată singulară normată pentru poduri rulante siderurgice; Construcţii noi sociale în uzine; Extrase: Reconstruirea lagărelor la cilindrii de lucru a unei linii de benzi late cu şase caje; Experienţe de exploatare cu două turboagregate mari pentru gaze; Consideraţii privind economia de exploatare a transporturilor în siderurgie.

Nr. 9, 1966: Experienţe privind turnarea oţelurilor calmate la o instalaţie de turnare continuă pentru dimensiuni mici; Despre necesarul de forţă la întinderea la cald a corpurilor cave; Încercări de durată scurtă pentru determinarea tendinţei oţelurilor speciale de înaltă rezistenţă la fragilizare de durată; Determinarea hidrogenului în zgurele de oţelărie; Necesitatea şi beneficiul unui control al adjudecărilor de sumisiuni într-o uzină siderurgică; Extrase: Directive pentru valorificarea comparativă a combustibililor; Contribuţii la chimia siderurgică: cercetarea combustibililor solizi (1954—1962).

Neue Hütte, nr. 4, 1966: Învăţămîntul şi cercetarea în siderurgie în prezent şi în viitor; Cuptoarele noi de elaborare a oţelului în vid din oţelăria specială „8 mai 1945" din Freital; Influenţarea fenomenelor mecanice în convertizoarele cu oxigen; Despre obţinerea nichelului pe cale hidrometalurgică din minereuri silicioase; Partea I: Prăjirea lupelor Fe—Ni; Despre insolubilitatea reniului în aur şi introducerea reniului în aliaje aur-platină; Lăţire, întindere şi refulare la laminarea la rece; Comportarea la deformare şi proprietăţile unui aliaj refractar de amestec pe bază de Ni-Cr-Co; Rezultatele cercetării colective a materialelor refractare; Un nou procedeu de valorificare a încercărilor privind rezistenţa de durată; Legăturile creşterii grăuntelui de austenită în oţeluri cu modificarea punctajelor de incluziuni prin deformare la cald şi retopire; Cercetarea desfăşurării transformării de fază lichid-solid; Cercetarea comportării la subrăcire a elementelor Bi, Pb, Zn şi Cd; Extrase: Utilizarea notărilor unitare în formule, un mijloc de raţionalizare a muncii spirituale; Ridicarea calităţii oţelului prin dezoxidare şi turnare; Problemele economiei energetice în metalurgie.

Kuznecino-stampovocinoe proizvodstvo, nr. 4, 1966: Soluţii aproximative ale unor probleme tridimensionale în prelucrarea plastică a metalelor; Cercetarea valorilor efectului caloric la extrudarea la cald a cîtorva aliaje; Cercetarea lubrifianţilor tehnologici pentru extrudarea la cald a oţelului; Experienţa de producţie şi cercetări asupra rotorilor forjaţi din oţel austenitic H18N12M2T; Influenţa schemei procesului tehnologic de deformare, a regimurilor de încălzire şi a omogenizării asupra formării structurii lamelare a oţelului SH-15; Determinarea grosimii necesare a plăcii inferioare a ştanţelor; Executarea pieselor cave cu pereţi subţiri cu diametrul mic din oţel H18N9T prin rulare cu bile; Cîteva probleme asupra deformării tablelor prin metoda tragerii cu vibraţie; Dispozitiv cu contor hidraulic pentru dozarea debitării semifabricatelor; Manipulatoare pentru încărcarea semifabricatelor bucată cu bucată, cu acţionare poziţională pneumohidraulică; Acţionarea hidraulică a instalaţiei pentru curăţarea semifabricatelor de ţunder înaintea matriţării; Comanda cu program a cuptoarelor de încălzire; Metodă de calcul a eficacităţii economice la micşorarea adaosurilor şi abaterilor la piesele forjate mari; Perfecţionarea tehnologiei de forjare a pieselor cave pe prese hidraulice şi prese hidraulice cu abur; Dispozitiv de ridicare şi întoarcere pentru forjarea axelor; Avans cu cleşti cu acţionare pneumatică individuală; Modernizarea presei hidraulice PGC1.

Liteinoe proizvodstvo, nr. 4, 1966: Principalele săruri de azot acide ale aluminiului, ca materiale de aliere pentru executarea formelor; Curăţarea prin vibrare a pieselor turnate; Folosirea maşinilor de calcul pentru planificarea operaţiilor în turnătorie; Folosirea pieselor poroase din aliaje de aluminiu; Despre nomenclatura unică a proprietăţilor de turnare ale aliajelor; Îmbunătăţirea calităţii tuburilor din fontă obţinute prin turnarea semicontinuă; O nouă maşină de turnare sub presiune; Metoda de încercare la tracţiune a aliajelor în intervalul de temperatură de topire; Turnătorie cu cuptoare de inducţie de frecvenţă joasă; Densitatea aliajelor Fe—C—Si şi Fe—C—Mn în stare solidă şi lichidă; Influenţa barbotării gazelor asupra structurii şi proprietăţilor fontelor; Transformarea izotermică a austenitei în fonta cu grafit nodular recoaptă; Despre cinetica şi factorul limitator al procesului de grafitizare în fonta albă; Influenţa structurii şi substructurii fontei cu grafit nodular asupra rezistenţei la uzură; Precizia pieselor turnate din fontă maleabilă; Solidificarea pieselor turnate din topituri de silicaţi; Eliminarea efectivă a gazelor din cuptoarele electrice cu arc; Portelectrozi sudaţi pentru cuptoare electrice cu arc; Eficacitatea preîncălzirii încărcăturii înainte de introducerea în cuptor; Convertizorul cu oxigen în turnătorii; Turnarea centrifugală a pieselor turnate din aliaj de aluminiu cu magneziu; Dispozitiv universal uşor demontabil de protecţie pentru maşinile de turnat sub presiune; Manipulatoare pentru maşina de suflat miezuri S-216; Separator magnetic; Instalaţie pentru uscarea pneumatică a nisipului; Modificatori complecşi pentru fonte; Conţinutul de gaze în oţelul carbon de turnătorie; Rezistenţa la oboseală a oţelului carbon; Îmbunătăţirea calităţii bucşelor din bronz prin folosirea cristalizării sub presiune ; Îmbunătăţirea fabricaţiei rotoarelor pentru motoare electrice mici ; Tehnologia de turnare în industria de automobile din străinătate.

Slévárenství, nr. 3, 1966: Succes în activitatea Editurii de stat pentru literatură tehnică (SNTL) ; Posibilitatea executării formelor şi miezurilor cu ajutorul vibraţiilor din amestecuri întărite chimic ; Problema ridicării calităţii sculelor turnate din oţel cu 9 % W ; Controlul pieselor turnate cu ajutorul radiaţiilor ; Despre calitatea prafului de cărbune utilizat ca adaos în amestecurile de formare ; Îmbunătăţirea procesului tehnologic de turnare a carcasei diferenţialului ; Norme şi instrucţiuni pentru executarea modelelor.

Nr. 4, 1966: Elemente de automatizare în atelierele de formare ; Utilaje noi pentru mecanizare în turnătoriile de precizie ; Reţea de turnare pentru turnarea pieselor din bronz în forme metalice ; Măsurarea temperaturii metalului lichid în oalele de turnare manuale ; Utilizarea polistirenului în construcţia de modele ; Posibilitatea de pătrundere a fontei în spaţiile intergranulare ale miezurilor confecţionate din amestecuri pe bază de Na_2SiO_3, în funcţie de vopseaua aplicată la suprafaţa miezului ; Maşină automată pentru frezat lemn ; Controlul electroinductiv al tratamentului termic al pieselor din fontă cenuşie ; Execuţia unui rotor cu palete din aliaj de aluminiu ; Stabilirea încărcăturii metalice pentru topirea fontei cu ajutorul maşinilor de calculat automate.

Hutnicke Listý nr. 2, 1966: Valorificarea stării termice a mediului în siderurgie ; Calculul matematic al procesului de sintetizare, pentru uzina de aglomerare de la Combinatul metalurgic din Trinec ; Parametrii de interacţiune ai sulfului şi oxigenului dizolvaţi în fonta topită ; Absorbţia fumului din cuptoarele electrice cu arc ; Influenţa oxigenului rezidual asupra caracteristicilor de plasticitate ale pieselor forjate mari ; Acţiunea operaţiei de recoacere în fabricarea tablei de transformator (orientate) ; Plasticitatea oţelurilor inoxidabile de crom-nichel stabilizate cu titan ; Influenţa tratamentului termic asupra caracteristicilor structurale ale oţelului turnat Cr18 Ni9 Ti ; Îmbătrînirea naturală şi artificială a oţelului după normele CSN 10602 ; Fabricarea oţelului după DIN 17000 ; Clorura de calciu, produsul chimic cel mai eficient, pentru asigurarea continuităţii transportului materialelor granulare în sezonul de iarnă ; Diagrame tratînd descompunerea izotermă a austenitei — A.R.A.

INDEX DE AUTORI

Adenis D. . . . . p. 489
Alekseev A. G. . . . . . . p. 483
Asbury F. E. . . . . p. 485
Atraşenko A. P. . . . . . . p. 487

Barbu I. . . . . p. 461
Barnby J. T. . . . . p. 485
Beniakovski M. A. . . . . . p. 479
Burlingame R. D. . . . . . . p. 477
Beşliu Laura . . . . p. 433
Blanchard P. . . . . p. 489
Branek . . . . p. 486
Bratu I. . . . . p. 451
Braun M. P. . . . . p. 488
Burstain Ia. A. . . . . . . p. 479

Cecerski D. M. . . . . . . p. 483
Cerneţki V. D. . . . . . . p. 483
Cone C. . . . . p. 479
Crăciunescu V. . . . . . . p. 436
Cristea Silvia . . . . p. 442

Dan Valentina . . . . p. 433
Drápal Ş. . . . . p. 487
Druschke W. . . . . p. 480

Feldman V. . . . . p. 436
Fota M. . . . . p. 475
Franţiu I. . . . . p. 439

Gederevici N. H. . . . . . p. 483
Geru N. . . . . p. 470
Ghirşovici N. G. . . . . . . p. 483
Glasgow J. A. . . . . p. 477

Havlicek F. . . . . p. 484
Henke F. . . . . p. 481
Hirşulescu M. . . . . p. 461
Hrapov A. I. . . . . p. 482

Jakab E. . . . . p. 451
Jelinek P. . . . . p. 484

Laiu N. . . . . p. 439

Magness W. R. . . . . . . p. 477
Malisov L.Z. . . . . p. 482
Marienbah L. M. . . . . . p. 489
Matiuşenko N. I. . . . . . p. 488
Mazur Margareta . . . . . . p. 433
Melnikov O. A. . . . . . . p. 479
Minta R. E. . . . . p. 477

Negruş O. . . . . p. 476
Nicolae Alexandrina . . . . . p. 442
Naskov B. A. . . . . p. 483

Plöckinger E. . . . . p. 486

Raszillier Veturia . . . . . . p. 468
Rotenstein B. . . . . p. 446

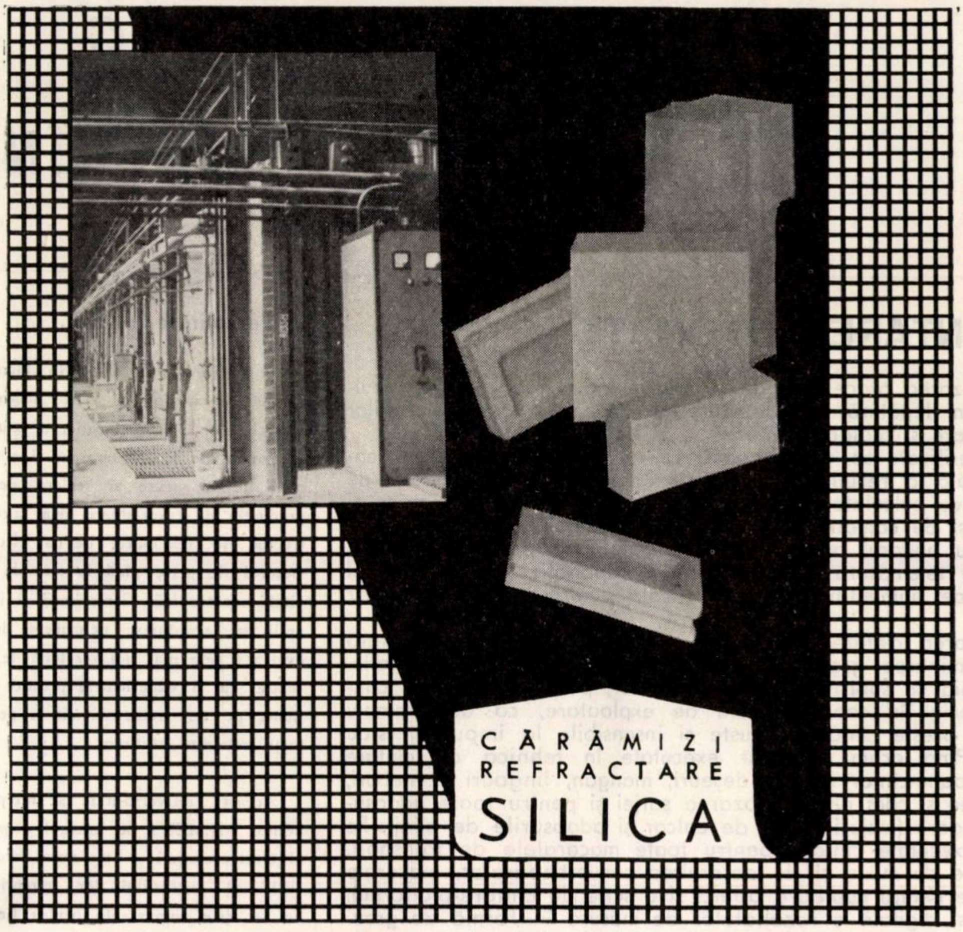
Svidkov H. I. . . . . p. 482
Sitikov V. S. . . . . p. 483
Skarbinski M. . . . . p. 488
Sokol . . . . p. 486
Straube H. . . . . p. 486

Şerdean Ana . . . . p. 456
Ştefănescu I. . . . . p. 461

Tihonovskaia L. D. . . . . . p. 488
Toma I. . . . . p. 466

Vinokur B. B. . . . . p. 488
Vulcu V. . . . . p. 451

Willoughby G. . . . . p. 485
Winkler A. . . . . p. 436
Winterstein . . . . p. 486



FABRICA
DE
PRODUSE
REFRACTARE

9 MAI

TURDA
Str. Armata Roșie
Nr. 35 Tel.1450

EXECUTĂ:

Cărămizi refractare pentru construcția cuptoarelor de topit sticla, avînd formate speciale și caracteristici fizico-chimice superioare

DIN CUPRINSUL Nr. 9/1966

Forizs St.: **Influența proprietăților chimice ale cocsului asupra proceselor din furnal**

Sîrbu N.: **Cercetări privind proprietățile oțelului M 16 C pentru construcții metalice sudate**

Popescu V.I.: **Unele particularități ale curgerii materialului la matrițarea bielelor**

Firoiu C. și *Neață-Bălescu M.*: **Obținerea electrolitică a aliajului de aur-nichel**

Ogea M.: **Realizări în domeniul nitrurării gazoase cu încălzire prin c.i.f.**

Novac St., *Mereț N.* și *Iușan Rozalia*: **Unele aspecte privind durabilitatea cablurilor din oțel fabricate în țară, utilizate la instalațiile de extracție minieră**

Mitrofan A. și *Marghescu M.*: **Considerații privind turnarea cilindrilor de laminor cu fusuri conice, tip „Morgoil''**

Șerban N. și *Sachelarie M.*: **Realizarea elemelor din alamă silicioasă pentru electrificarea căilor ferate**

Spleiss Ecaterina: **Fonta albă martensitică înalt rezistentă la uzură, utilizată în fabricația de pompe**

Popescu M. Gh.: **Laminarea la rece a tablelor subțiri și ultrasubțiri.**

SIEMENS

CÎNTARE AUTOMATE

Tendințele spre automatizarea proceselor de producție industriale duc la rezultate continuu înnoite în legătură cu dezvoltarea aparatelor și instalațiilor pentru tehnica de măsurare și reglare :
Aparatele de măsură verificate se completează cu ajutorul dispozitivelor pentru valorificarea automată a rezultatelor măsurării ; Sistemele superioare de conducere a proceselor cu calculatoare electronice extind sistemele electrice și pneumatice de reglare și de comandă ; Procesele discontinue pot fi automatizate în mare măsură cu ajutorul aparatelor de semnalizare procesuală și de comandă. Instalațiile de telemăsură și telecomandă raționalizează transportul de energie în rețelele de alimentare larg ramificate pentru electricitate, gaz și ulei.
Relativ nouă este utilizarea cîntarelor electromecanice, în mare măsură fără întreținere, pentru determinarea greutăților în cursul procesului de fabricație. Cu ajutorul lor se deschid, la supravegherea proceselor, posibilități noi și considerabil mărite. În special în condiții grele de exploatare, ca de exemplu în industria siderurgică, aceste cîntare robuste și insensibile la impurități s-au impus în ultimii ani. Pînă acum au fost executate în tehnica de cîntare SIEMENS, pe lîngă vagoane-cîntar pentru deșeuri, mangan, lingouri și sleburi, cîntare-buncăr de minereu și cocs pentru dozarea șarjei și pentru toate adaosurile utilizate la convertizoare (inclusiv praf de calcar și adaosurile de aliaj). Pe lîngă acestea au fost executate cîntare pentru toate macaralele de transport, ca de exemplu, macarale de mixaj și de deservirea convertizoarelor, macarale din turnătorii și macarale pentru cuptoare adînci și o serie de cîntare-platformă. Reprezentarea analogă și digitală a rezultatelor de măsură în formă de greutate brută sau netă, tară, sumă sau diferență de greutăți, eficiență sau cantitate de extracție, poate fi realizată la orice distanță de locul măsurat. Cu ajutorul unor căi de transmisie adecvate (cabluri, unde herțiene, bucle inductive) valorile de măsură electrice pot fi conduse împreună cu alte mărimi importante pentru conducerea procesului la centralele de prelucrarea valorilor de măsură, în vederea conducerii și supravegherii procesului.

Sală de comandă a unui furnal cu încărcare programată. Greutățile determinate cu ajutorul a 17 cîntare-buncăr electromecanice lucrînd automat sînt înregistrate după sortimente de o mașină contabilizatoare. Consumul se determină automat pentru fiecare sortiment în parte la sfîrșitul schimbului

Universalitate tehnică.

În întreprinderile SIEMENS lucrează 257 000 persoane în toate domeniile tehnicii de telecomunicație, a tehnicii de curent de înaltă tensiune și a tehnicii de măsurare și reglare, de la producția de tranzistoare pînă la construcția de reactoare, de la electromotorul de serie pînă la centrala digitală electronică. Cercetătorii și inginerii se străduiesc permanent de a exploata cele mai noi rezultate de cercetare, ca și experiențele practice obținute pe un sector anumit și pentru toate celelalte sectoare.

Această universalitate a întreprinderilor SIEMENS pe întregul domeniu al electrotehnicii — un semn caracteristic al succesului lor întreprinzător — este importantă pentru fiecare client : fiecare instalație construită, fiecare aparat produs în uzinele SIEMENS conține suma tuturor experiențelor adunate și exploatate zilnic într-o întreprindere atît de multilaterală.

Aceasta înseamnă :

Dacă e vorba de construirea unei centrale digitale electronice sau de dezvoltarea unui antrenaj special, de construirea unei centrale electrice, de automatizarea unei fabrici de laminate ori de mărirea unei rețele de telecomunicație — oriunde este vorba de electrotehnică — în întreprinderile SIEMENS stă la dispoziție oricînd o echipă de colaboratori calificați.

SIEMENS & HALSKE AG

7500 KARLSRUHE
RHEINBRÜCKENSTRASSE 50
REPUBLICA FEDERALĂ GERMANĂ

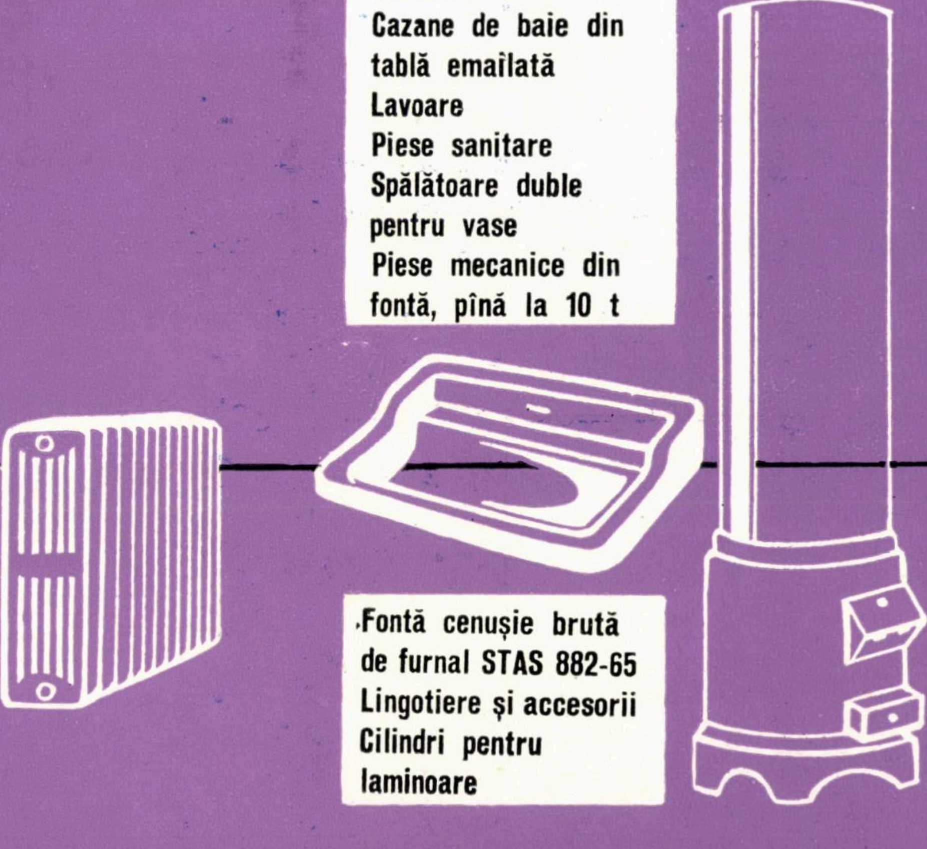
ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1883

UZINA

VICTORIA

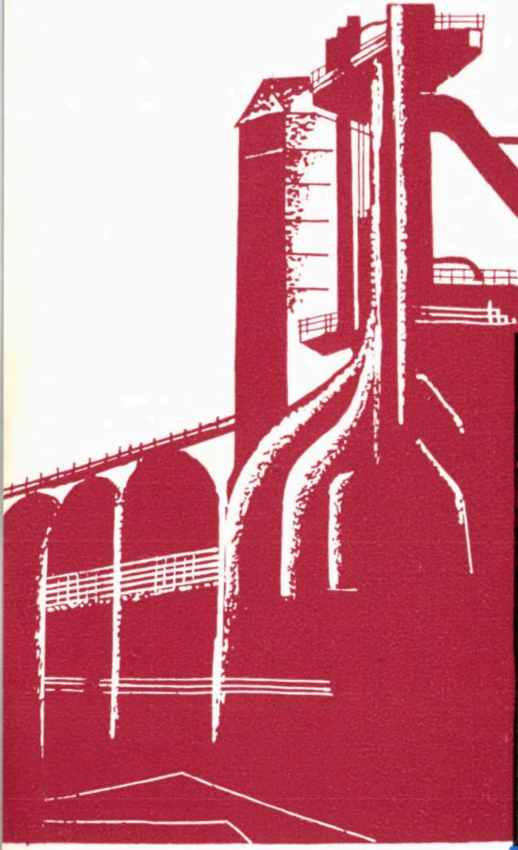
CĂLAN

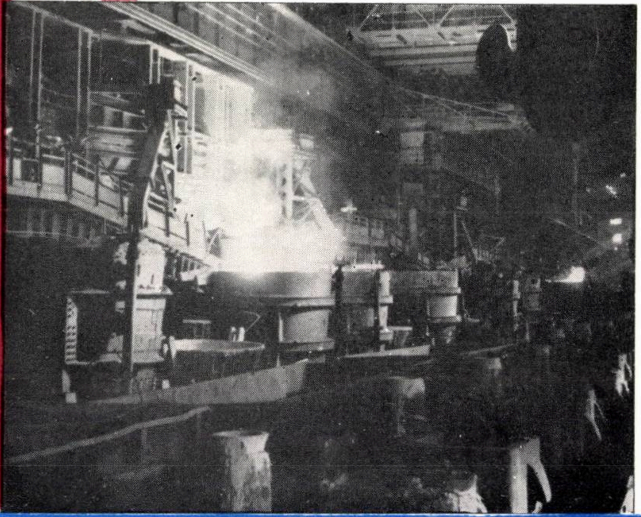
Radiatoare din fontă
Căzi pentru baie
Sobe din fontă pentru cazane de baie
Chiuvete
Cazane de baie din tablă emailată
Lavoare
Piese sanitare
Spălătoare duble pentru vase
Piese mecanice din fontă, pînă la 10 t



Fontă cenușie brută de furnal STAS 882-65
Lingotiere și accesorii
Cilindri pentru laminoare

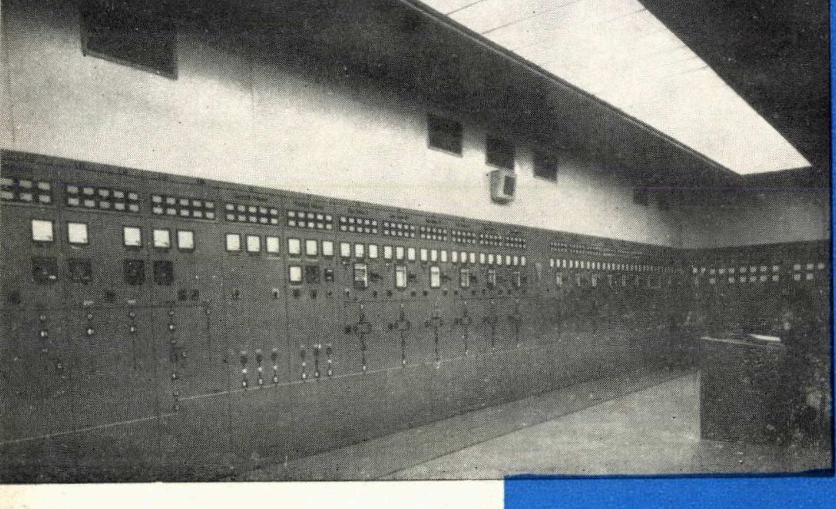
COMBINATUL

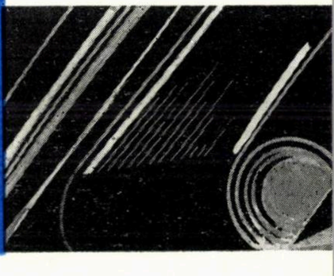




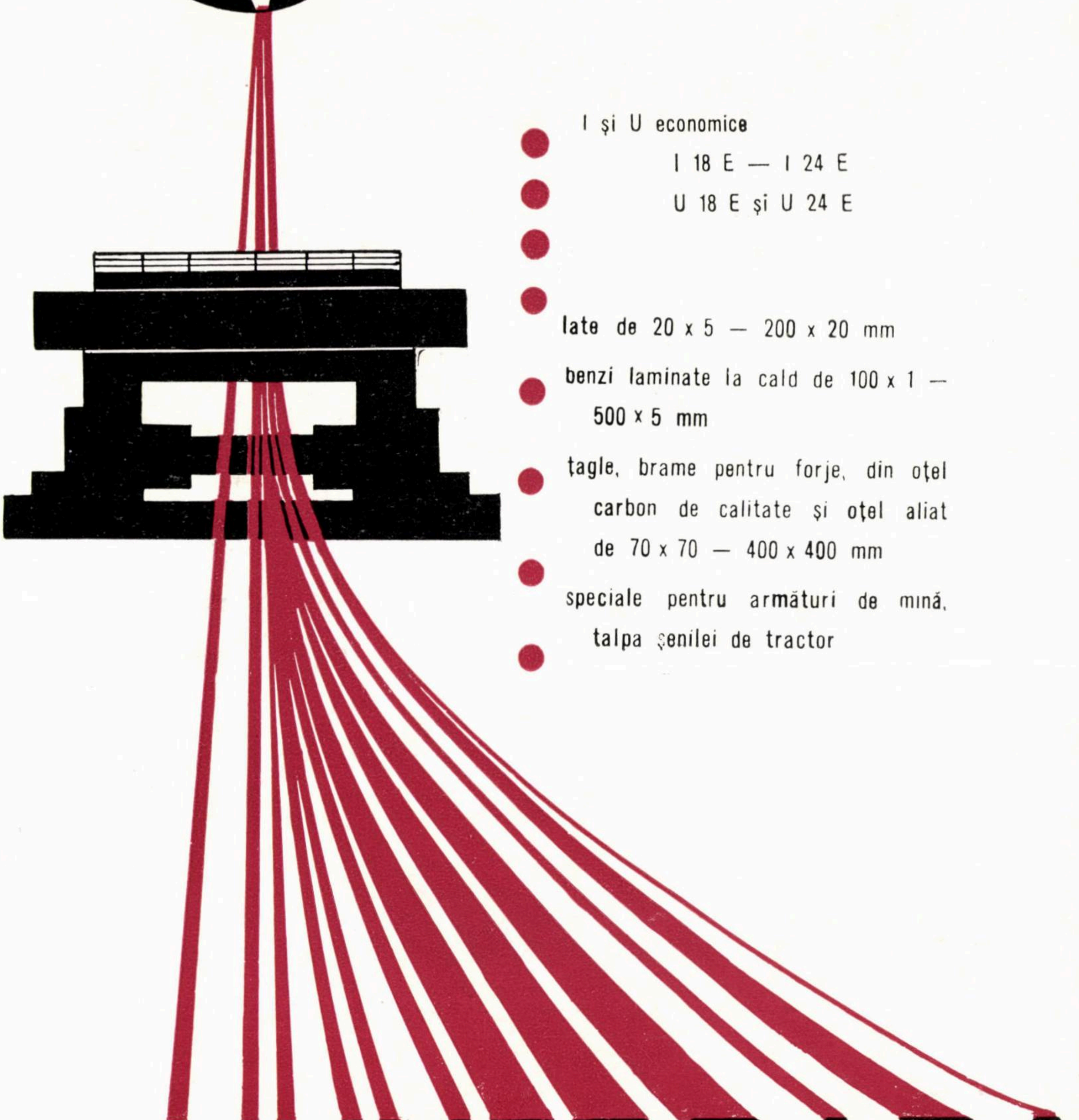
PROFILE LAMINATE DIN OŢELURI CARBON CALMATE, SEMICALMATE ŞI NECALMATE, OŢELURI CARBON DE CALITATE, OŢELURI ALIATE ŞI SLAB ALIATE

- rotunde cu diametrul de 6—250 mm;
- corniere de 20 x 20 — 160 x 160 mm;
- I şi U normale
  - I 18 — I 24
  - U 6,5 — U 24



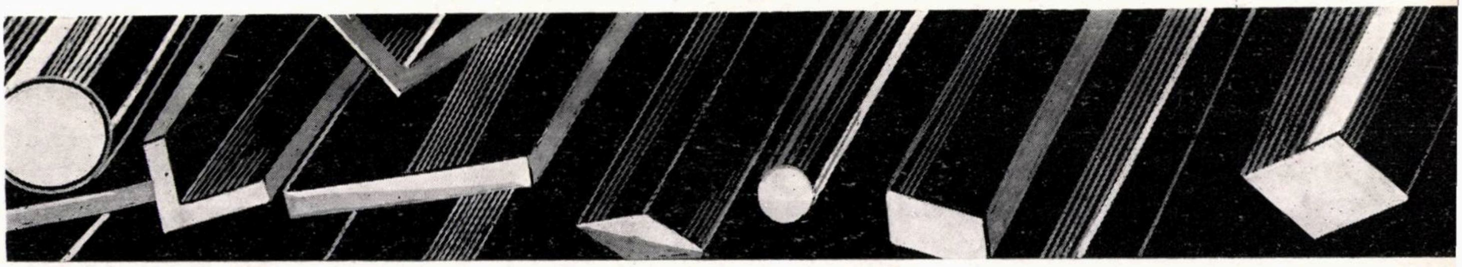


SIDERURGIC



- I şi U economice
  I 18 E — I 24 E
  U 18 E şi U 24 E
- late de 20 x 5 — 200 x 20 mm
- benzi laminate la cald de 100 x 1 — 500 x 5 mm
- ţagle, brame pentru forje, din oţel carbon de calitate şi oţel aliat de 70 x 70 — 400 x 400 mm
- speciale pentru armături de mină, talpa şenilei de tractor

HUNEDOARA



Produce cărămizi refractare silico-aluminoase, pentru: cauperele furnalelor, dopuri şi piese de scurgere pentru oalele de turnat oţel, cărămizi suport pentru piese de scurgere, produse pentru înzidirea cuptoarelor adînci şi a recuperatoarelor, produse fasonate speciale pentru industria maselor plastice.

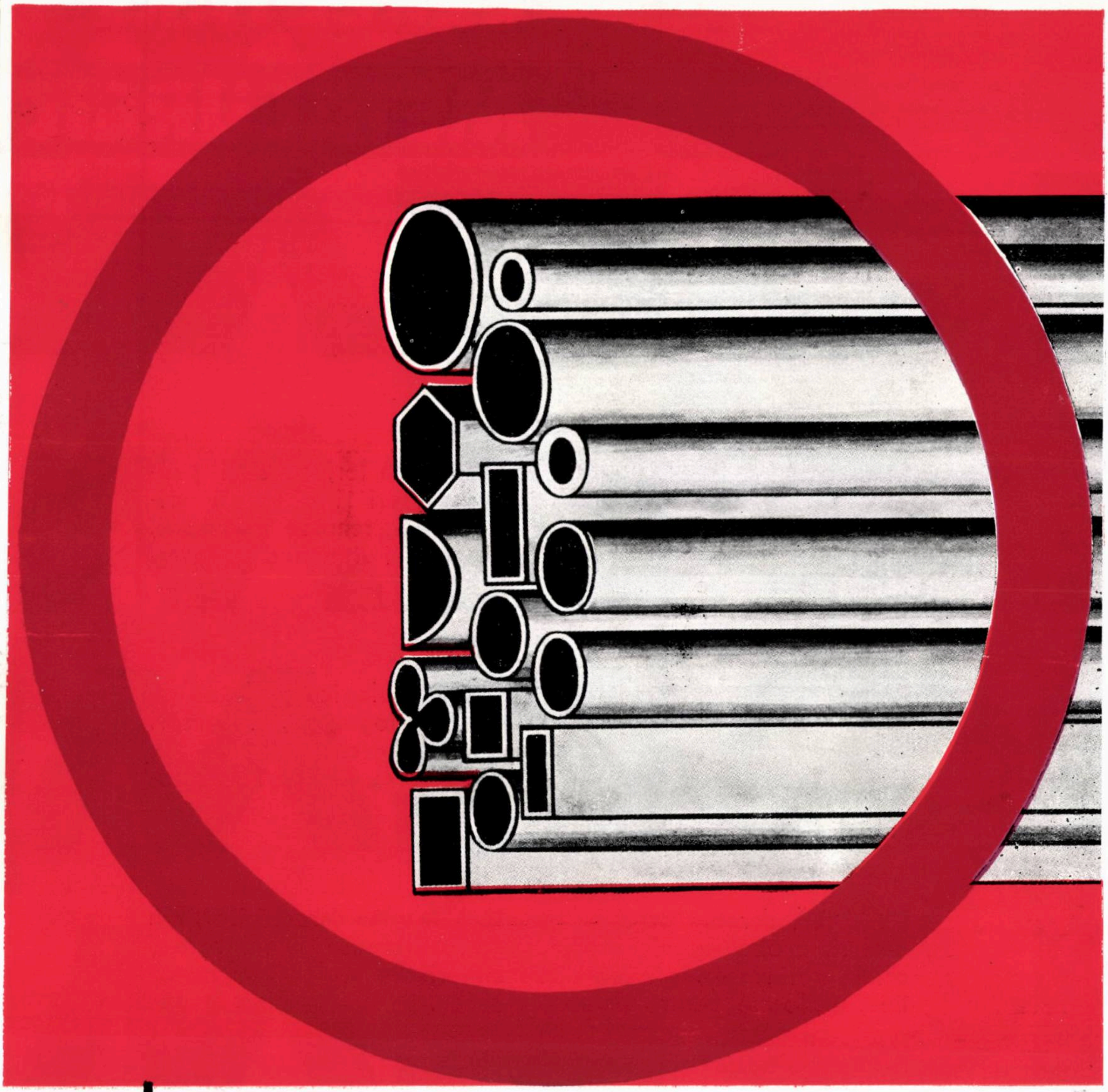
FABRICA
DE
PRODUSE
REFRACTARE

VULTURUL

COMARNIC
REGIUNEA
PLOIEŞTI
TELEFON 11

Uzina de țevi

REPUBLICA



produce:

- Produse tubulare cu diametrul sub 6″, pentru industria petrolieră
- Produse tubulare cu diametrul sub 6″, pentru prospecțiuni geologice
- Țevi rotunde și profilate — de precizie — trase la rece, cu diametrul de 5 — 57 mm, pentru construcții
- Țevi rotunde și profilate, laminate la cald, cu diametrul de 48—152 mm, pentru construcții
- Țevi cu diametrul sub 6″, pentru instalații de apă, gaz și abur

INSTITUTUL DE CERCETĂRI METALURGICE

ICEM

- DOTAT cu utilaj și aparatură modernă, execută cercetări în domeniile: fonte, oțeluri și prelucrările lor, cocs și produse cărbunoase, aliaje neferoase, pulberi și piese sinterizate, materiale refractare, termotehnică, tehnica măsurării, utilizarea rațională a oțelurilor, cercetări statistico-matematice în siderurgie etc.

- EFECTUEAZĂ cercetări tehnologice pe bază de contracte, expertize metalografice, încercări fizico-mecanice, analize chimice (de minereuri, produse metalice, refractare), laminări la diferite produse etc.

- LIVREAZĂ diverse produse rezultate în urma cercetărilor, ca: oțeluri, probe șpan, pulberi metalice feroase și neferoase, aliaje neferoase, diverse piese sinterizate din pulberi metalice, etaloane pentru analize chimice.

INSTITUTUL DE CERCETĂRI METALURGICE
ICEM
Str. Mehadia nr. 39, București, raion 16 Februarie,
Telex 369

E 3280

METALURGIA

9

METALURGIA • BUCUREȘTI • ANUL XVIII • NR. 9 • SEPTEMBRIE 1966

UZINELE
metrom

BRAŞOV
Str. Carpaţilor
Nr. 60
Tel. 12920

— laminate şi trase
din metale şi
aliaje neferoase
uşoare şi grele

ORSZÁGOS M KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1983

METALURGIA

Anul 18 nr. 9 septembrie 1966

CUPRINS

STUDII ŞI CERCETĂRI

Forizs Şt. : **Influenţa proprietăţilor chimice ale cocsului asupra proceselor din furnal** 497

Sârbu N. : **Cercetări privind proprietăţile oţelului M 16 C pentru construcţii metalice sudate** 501

Popescu V. I. : **Unele particularităţi ale curgerii materialului la matriţarea bielelor** 504

Firoiu C. şi *Neaţă-Bălescu M.* : **Obţinerea electrolitică a aliajului de aur-nichel** 508

Ogea M. : **Realizări în domeniul nitrurării gazoase cu încălzire prin c.i.f.** 510

Novac Şt., *Mereţ N.* şi *Iuşan Rozalia* : **Unele aspecte privind durabilitatea cablurilor din oţel fabricate în ţară, utilizate la instalaţiile de extracţie minieră** . . . 514

REALIZĂRI TEHNICE

Mitrofan A. şi *Marghescu M.* : **Consideraţii privind turnarea cilindrilor de laminor cu fusuri conice, tip ,,Morgoil" la Uzina ,,Victoria" — Călan** 518

Şerban N. şi *Sachelarie M.* : **Realizarea elemelor din alamă silicioasă pentru electrificarea căilor ferate** . . . 521

Spleiss Ecaterina : **Fonta albă martensitică înalt rezistentă la uzură, utilizată în fabricaţia de pompe** . . . 525

ACTUALITĂŢI ŞI DISCUŢII

Popescu Gh. M. : **Laminarea la rece a tablelor subţiri şi ultrasubţiri** 530

EXTRASE 537

RECENZII 545

INDEX DE AUTORI 547

SOMMAIRE

CD 669.162.16

Forizs St. : **L'influence des propriétés chimiques du coke sur les processus qui ont lieu dans le haut fourneau.**

Metalurgia 18 (1966), no. 9, p. 497–500

On présente le comportement du coke dans le haut fourneau et l'influence de la composition du coke sur les indices de fonctionnement du haut fourneau.

CD 669.141.443:669.141.22

Sârbu N. : **Recherches sur les propriétés de l'acier M16C pour constructions métalliques soudées.**

Metalurgia 18 (1966), no. 9, p. 501–504

À la suite des recherches effectuées on a pu constater que dans le cas de l'acier M 16 C pour constructions soudées, élaboré dans le four Martin, le procédé de désoxydation appliqué a une influence décisive sur la tendance à la rupture fragile, appréciée à l'aide des épreuves de résilience aux températures négatives.

La mise en valeur complète des proprietés de l'acier s'obtient par un traitement de normalisation.

CD 621.827.1:621.979:536.421.2

Popescu V. I. : **Quelques particularités de l'écoulement du matériau durant l'estampage des bielles.**

Metalurgia 18 (1966), no. 9, p. 504–508

L'auteur expose les particularités de l'écoulement du matériau durant l'estampage des bielles et définit la préparation correcte du semi-produit.

CD 669.215'24:621.357.9

Firoiu C. et *Neață-Bălescu M.* : **L'obtention électrolytique de l'alliage or-nickel.**

Metalurgia 18 (1966), no. 9, p. 508–510

On propose un électrolyte acide pour l'obtention, par voie galvanique, des alliages or-nickel.

L'électrolyte offre une série d'avantages parmi lesquels on peut citer : il permet d'apprécier des densités de courant relativement grandes (1—1,5 A/dm^{2}), les dépôts présentent un éclat particulier, l'électrolyse a lieu dans d'excellentes conditions à la température de la chambre, la microdureté des alliages déposés est élevée (160—180 kgf/mm^{2}) par rapport à la dureté de l'or (90—100 kgf/mm^{2}).

CD 621.785.53 (09)

Ogea M. : **Réalisations dans le domaine de la nitruration gazeuse à l'aide du chauffage par courants de haute fréquence.**

Metalurgia 18 (1966), no. 9, p. 510–514

On présente les résultats des expériences concernant l'accélération du processus de nitruration à l'aide du chauffage par courants d'induction. On a obtenu une durée du processus 4—6 fois moindre qu'à la nitruration classique.

CD 622.673:621.86.065.3 (498)

Novac St., *Mereț N.* et *Iușan Rozalia* : **Quelques aspects de la durabilité des câbles en acier fabriqués en Roumanie et utilisés dans les installations d'extraction minière.**

Metalurgia 18 (1966), no. 9, p. 514–518

On examine la durabilité de deux types de câbles d'extraction employés dans l'industrie minière en s'appuyant sur les données fournies par quatre unités industrielles. On précise les facteurs qui influent sur la durée d'exploitation.

CD 621.741.4: 621.771.2 – 2 (498)

Mitrofan A. et *Marghescu M.* : **Considérations sur la coulée des cylindres de laminoir à tourillons coniques, type „Morgoil".**

Metalurgia 18 (1966), no. 9, p. 518 – 521

On décrit la technologie de la coulée des cylindres de laminoir à tourillons coniques, type „Morgoil", utilisés par les Usines sidérurgiques complexes de Hunedoara.

CD 621.741.55: 621.332.352

Şerban N. et *Sachelarie M.* : **La réalisation des serre-fil en laiton siliceux pour les chemins de fer électriques.**

Metalurgia 18 (1966), no. 9, p. 521 – 525

Les auteurs exposent les essais exécutés pour obtenir les serre-fil en laiton siliceux, destinés aux chemins de fer électriques.

La technologie proposée a augmenté l'indice d'utilisation du métal en améliorant la structure et l'aspect de la surface.

CD 669.131.2 :621.65

Spleiss Ecaterina : **Fonte blanche martensitique hautement résistante à l'usure, utilisée à la fabrication des pompes.**

Metalurgia 18 (1966), no. 9, p. 525 – 530

La résistance à l'usure s'obtient en réalisant une structure dont les éléments métallographiques aient une dureté élevée.

CD 621.771.24

Popescu Gh. M. : **Le laminage à froid des tôles minces et ultraminces.**

Metalurgia 18 (1966), no. 9, p. 530 – 536

On analyse du point de vue technique et économique la production des laminés plats en acier, minces et ultra-minces, y compris les tôles et les bandes étamées. Parmi les méthodes modernes on examine surtout „la double réduction sur cages de laminage dressage". La méthode a toutes les chances d'être appliquée dans la technologie du laminage à froid des produits plats minces et ultra-minces.

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 669.162.16

Фориш Шт.: **Влияние химических свойств кокса на доменный процесс.**

Metalurgia 18 (1966), N° 9, стр. 497 – 500

Показано поведение кокса в доменной печи и влияние его состава на рабочие показатели этой последней.

ДК 669.141.243 : 669.141.22

Сырбу Н.: **Исследования, проведенные с целью изучения свойств стали М16С, предназначаемой для сварных металлических конструкций.**

Metalurgia 18 (1966), N° 9, стр. 501 – 504

В результате проведенных исследований было установлено, что при применении мартеновской стали, решающее влияние на наклонность к крупному излому имеет применяемый способ раскисления.

Полное использование свойств стали достигается путем нормализации термической обработкой.

ДК 621.827.1 : 621.979 : 536.421.2

Попеску В. И.: **Некоторые особенности текучести материала при штамповке шатунов.**

Metalurgia 18 (1966), N° 9, стр. 504 – 508

Показывается особенности текучести материала в процессе штампования шатунов, устанавливая правильное приготовление заготовки.

ДК 669.215'24 : 621.357.9

Фирою К. и *Няца-Бэлеску М.:* **Получение электролитическим методом сплава золото-никель.**

Metalurgia 18 (1966), N° 9, стр. 508 – 510

Описываются проведенные исследования кислого электролита для получения путем электролиза сплавов А.

Предлагаемый электролит представляет ряд преимуществ из которых упоминаются: применение со сравнительно высокой плотностью (1—1,5 А/дец^2); получение покрытии с более блестящей поверхностью; проведение электролиза при комнатной температуре, с получением очень хороших результатов; повышение микротвердости сплавов покрытий (160—180 кг/мм^2) по сравнению с твердостью золота (90—100 кг/дец^2).

ДК 621.785.53 (09)

Ожя М.: **Достижения в области газового азотирования при нагреве токами высокой частоты.**

Metalurgia 18 (1966), N° 9, стр. 510 – 514

Представлены результаты экспериментальных работ по ускорению процесса азотирования, проводимого с нагревом индукционными токами. Было достигнуто уменьшение длительности процесса в 4—6 раз по сравнению с длительностью при обычных методах азотирования.

ДК 622.673 : 621.81.065.3 (498)

Новак Шт., Мерец Н. и *Юшан Розалия:* **Некоторые данные, касающиеся длительности работы стальных канатов румынского производства, используемых в установках горной промышленности.**

Metalurgia 18 (1966), N° 9, стр. 514 – 518

Представлены данные, касающиеся длительности работы двух типов подъемных канатов, используемых в горной промышленности. Эти данные основаны на наблюдениях, проведенных на четырех производственных единицах. Изложены также соображения, касающиеся факторов, влияиющих на длительность работы канатов в эксплуатационных условиях.

ДК 621.741.4 : 621.771.2 – 2 (498)

Митрофан А. и *Маргеску М.:* **Соображения, касающиеся отливки прокатных валков с коническими шейками, типа ,,Моргойль'' ;**

Metalurgia 18 (1966), N° 9, стр. 518 – 521

Предтсавлена технология отливки прокатных валков с коническими шейками типа ,,Моргойль'', используемых на Металлургическом Комбинате в Хунедоаре.

ДК 621.741.55 : 621.332.352

Шербан Н. и *Сакеларие М.:* **Фабрикация зажимов из кремнистой латуни для электрификации железных дорог.**

Metalurgia 18 (1966), N° 9, стр. 521 – 525

Представлены данные по экспериментальным испытаниям по фабрикации зажимов для электрификации железных дорог отливаемых из кремнистой латуни.

При применении предлагаемой технологии возрасли показатели использования металла с одновременным улучшением структуры и чистоты поверхности.

ДК 669.131.2 : 621.65

Сплейсс Екатерина. **Белый мартеновский чугун с повышенным сопротивлением на износ, используемый при фабрикации насосов.**

Metalurgia 18 (1966), N° 9, стр. 525–530

Большое сопротивление на износ может быть достигнуто при получении структуры с металлографическими составляющими повышенной твердости.

ДК 621.771.24

Попеску Г. М.: **Холодная прокатка тонкого и сверхтонкого листового материала.**

Metalurgia 18 (1966), N° 9, стр. 530–536

Приводится анализ, как с технической так и с экономической точек зрения выпуска плоского стального проката, включая луженный листовой и полосовой материал. В числе современных методов анализируется в особенности метод ,,двойного обжатия прокатки и дрессировки''. Этот метод представляет широкие возможности распространения на технологию холодной прокатки плоских тонких и сверхтонких изделий.

INHALTSVERZEICHNIS

DK 669.162.16

Forizs St. : **Einfluss der chemischer eigenschaften des Kokses über den Hochofenprozess.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 9, S. 497–500

Das Verhalten des Kokses im Hochofen und der Einfluss der Kokszusammengesetzung auf die Hochofen Betriebszählen werden dargestellt.

DK 669.141·443 :669.141.22

Sârbu N. : **Untersuchungen über die Eigenschaften des Stahls M16C für geschweisste metalische gebäude bestimmt.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 9, S. 501–504

Im Folge der ausgefüheten Untersuchungen Wurde es festgestellt, dass im Falle des für geschweisste metalische Gebäude bestimmte Siemens Martin Stahl M16C einen entscheidenden Einfluss auf die Neigung zum Zerbrechbruch (bei die Kerbschlagfestgkeit Prüfung bestimmt) das augewandte Desoxydatino Verfahren hat.

Die völlige Vewertung der Stahleigenschaften wird durch Normalisierung-Wörmebehandlung erreicht.

DK 621.827.1 :979 :536.421.2

Popescu V. I. : **Einige Eigenherten des Metallfliessens bei Kupplunstangen Stanzen.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 9, S. 504–508

Die Eigenheiten des Metallfliessens bei Kupplungstangen Stanzen Werdendargestellt und idem ein korrektes Verfahren für die Vorbereitung der Halbfabrikate bestimmt wird.

DK 669.215′24 :621.357.9

Firoiu C. und *Neatza-Bălescu M.* : **Elektrolitische Erzeugung von Au-Ni Legierungen.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 9, S. 508–510

Ein sauer Elektrolyt für die Galvanische Erzeugung der Au-Ni Legierungen wird untersucht.

Der vorgestellte Elektrolyt hat mehrere Vorteile unter deuen sind folgende zu erwähnen : die Verwendung einer

relativ hoher Stromdichte (1—1,5 A/dm^2) ist erlaubt; die Ablagerungen haben einen starken Glauz; die Elektrolyse findet in guten Bedingungen bei der Kammertemperatur statt; eine hohe Mikrohörte den abgelagerten Legierungen 160—180 ngf/mm^2 (im Vergleich met jenen des Goldes 90—100 kgm/mm^2) ist erreicht.

DK 621.785.53 (09)

Ogea M. : **Verwirklichungen im Bereiche der Gas-Nitrierung bei Hochfreguenzstrom Heissen.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 9, S. 510—514

Die Ergebnisse experimenteller Bearbeitungen zur Beschleunigung des Nitrierungprozesses durch Anwendung von Erwörmen durch Induktionsstrom werden vorgelegt.

Eine 4—6 fache Verkürzung der Prozessdauer und realisiert im Vergleich zu der Dauer des Klassischen Nitrierunverfahrens.

DK 622. 673 :621.86.065.3 (498)

Novac St., *Mereț N.* und *Iușan Rozalia* : **Einige Gesichtspunkte im Bezug der Haltbarkeit der Stahlfördersäulen in R.S. Romania erzeugt, und in Bergindustrie gebraucht.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 9, S. 514—518

Die Feststellungen über die Haltbarkeit von 2 Typen der Stahlfördersäulen sind vorgestellt aut Grund der Augaben von 4 Bergindustrie Einheiten. Einige Betrochtungen über die Faktoren, die die Dauer des Verbrauchs beeinflüssen, werden augegeben.

DK 621.741.4 :621.771.2—2 (498)

Mitrofan A. und *Marghescu M.* : **Berüksichtigungen im Bezug des Giessens der Walzen mit konischen Zagfen Typ „Morgoil".**

Metalurgia 18 (1966), nr. 9, S. 518—521

Die Giessentechnologie für Walzen mit konischen Zapfen Typ „Morgoil" die in Metallwerken Hunedoara gebraucht sind wird dargestellt.

DK 621.741.55 :621.332.352

Şerban N. und *Sachelarie M.* : **Erzeugung der Klemmen aus soliziumhoftige Messing für die Eisenbahen Elektrolizierung.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 9, S. 521—525

Die Versuchen auf den von siliziumheftig Messing erzeugten Klemmen für die Eisenbahn Elektrifizierung bestimmt werden dargestellt.

Bei der Auwendung der vorgeschlagten Technologie wird die Metallgebrauchzahl erhöht und indem man die Struktur und das Ausschen der Oberfläche verbessert.

DK 669.131.2 :621.56

Spleiss Ecaterina : **Martensitischer Weissgus mit hohe Verschleissungderstand, in Pompen Erzeugung verwendet.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 9, S. 525—530

Ein hoher Verschleisswiderstand kann erzeugt werden mit Ausführung einer Struktur, deren metallografischen Elemente eine hohe Hörte besitzen.

DK 621.771.24

Popescu Gh. M. : **Kaltwalzen den dünnen und extradünnen Bleche.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 9, S. 530—536

Die Flöchen dünnen und extradünnen Stahlwalzmaterialien werden von Technischen und ekonomischen Gesichtspunkten analysiert, einschlesslich verzinnerten Bleche undBöndes.

Zwischen den neuen Verfahren hat man besonders die Verfahren von „Doppelte Einschränkung in einen Dusserwalzwerk" untersucht.

Diese Verfahren werden Möglichst auf die Technologie des Kaltwalz ins der dünnen und extradünnen fleche walzgutten ausgeweitet.

CONTENTS

DC 669.162.16

Forizs St. : **The effect of coke chemical analysis upon blast furnace processes.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 9, p. 497 – 500

The behaviour of coke in blast furnace and the effect of coke composition upon blast furnace work indices are presented.

DC 669.141.243 :669.141.22

Sârbu N. : **Researches concerning the properties of M16C steel intended for welded metal structures.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 9, p. 501 – 504

By the researches carried out with M16C steel, smelted in an open-hearth furnace and intended for welded metal structures, was established a decisive influence of used deoxidating method upon the fragile fracture, determined by the impact tests at negative temperatures.

Tbe complete revaluation of steel properties is obtained by normalyzing heat treatment.

DC 621.827.1 :621.979 :536.421.2

Popescu V. I. : **Some particularities of material creep at connecting rods drop forging are presented and a proper method of semimanufactured products preparation is determined.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 9, p. 504 – 508

The peculiarities of the material flow at connecting rods moulding are presented, establishing the correct preparation of the semiproduct.

DC 669.215'24 :621.357.9

Firoiu C. and *Neață-Bălescu M.* : **Electrolytic production of Au-Ni alloys.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 9, p. 508 – 510

An acid electrolyte is investigated in order to obtain Au-Ni alloys using galvanyzing methods.

Proposed eletrolyte presents a series of advantages some of which are mentioned, namely:

possibility to use certain relatively high current densities (1 – 1,5 A/dm^2) ;

plated layers have a more pronounced glitter ;

electrolysis takes place at room temperature, in very good conditions ;

a higher microhardness of plated alloys — 170 – 180 kgf/mm^2 — (as compared to 90 – 100 kgf/mm^2 of gold) is obtained.

DC 621.785.53 (09)

Ogea M. : **Realization of gaseous nitriding with the heating by high frequency currents.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 9, p. 510 – 514

The results of experimental works carried out in order to accelerate nitriding process, using induction currents are presented. A shortening by 4 – 6 times of processing periods, as compared with these of classic nitriding methods, is obtained.

DC 622.673 :621.86.065.3 (498)

Novac St., *Meretz N.* and *Iușan Rozalia* : **Some aspects of wear resistance of steel cables manufactured in R.S.R., used in mining industry plants.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 9, p. 514 – 518

Some conclusions are drawn concerning the durability of two types of hoisting ropes, on the basis of data recieved from 4 mining unities. Certain considerations upon the durability are presented.

DC 621.741.4 :621.771.2 – 2(498)

Mitrofan A. and *Marghescu M.* : **Some considerations about casting of roll mills cylinders with conical journals, of the type „Morgoil''.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 9, p. 518 – 521

The technology of casting of roll mills cylinders with conical journals, used at Metal Works Hunedoara is presented.

DC 621.741.55 :621.332.352

Şerban N. and *Sachelarie M.* : **Manufacture of silicious brass clamps for railways electrification.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 9, p. 521 – 525

The experimental works concerning the manufacture of clamps for railways electrification casted of silicious brass are presented.

By adopting of proposed technology the metal use indices are improved as well as the surface structure and apperance.

DC 669.131.2 :621.65

Spleiss Ecaterina : **Wear resisting white martensitic iron used in pumps manufacture.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 9, p. 525 – 530

A high wear resistance can be obtained by a structure whose metallurgical elements pocess of high degree hardness.

DC 621.771.24

Popescu Gh. M. : **Cold rolling of thin and superthin steel sheets.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 9, p. 530 – 536

Technical and economical aspects of thin and superthin sheets rolling are analysed, comprising that of galvanized sheets and bands. A modern method is studied, namely that of „double reduction by rolling and dressing stands of a roll mill''.

This method is liable to be extended upon cold rolling technology for rolling of thin and superthin rolled products.

COMITETUL DE REDACŢIE

M. ALEXANDRU, C. DRAGOMIR, T. DUMITRESCU,
C. HERTL, G. ILIN, N. MURGULEŢ, I. NIŢĂ,
P. PETRESCU, V. POPESCU, I. POPA, MARIA ROŞIANU,
L. SOFRONI, D. STĂNESCU, N. SÎRBU, A. ŞERBAN,
CL. ŞTEFĂNESCU, I. TRIPŞA, T. ŢECU, P. WECHSLER

Redactor responsabil: L. SOFRONI
Redactor: MARIA SAVU

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice şi al Consiliului Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacţia şi administraţia, Bucureşti, B-dul Republicii 64, raion Tudor Vladimirescu. Telefon : 13.09.25. Revista este editată de M.I.M. Abonamentele se primesc la Administraţia revistei. Instituţiile pot achita abonamentele pentru biblioteci şi cabinetele tehnice în contul de virament 022001 B.N. a Republicii Socialiste România — Filiala 30 Decembrie. M.I.M. — Oficiul de documentare şi publicaţii tehnice — Bucureşti. Tarif pentru întreprinderi : lei 150 anual ; tarif pentru muncitori, tehnicieni şi ingineri : lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul : Întreprinderea Poligrafică Informaţia, str. Brezoianu nr. 23—25. Buc. c. 3742

„Taxele poştale plătite în numerar conform aprobării D.G.P. nr. 560/425/966''.

42 406

METALURGIA

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL ÎNGINERILOR
ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

ANUL 18
Nr. 9
SEPTEMBRIE
1966
BUCUREŞTI

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1883

STUDII ŞI CERCETĂRI

CZ 669.162.16

Influenţa proprietăţilor chimice ale cocsului asupra proceselor din furnal*

Ing. ŞT. FORIZS
Combinatul siderurgic – Hunedoara

Cu toate că este cunoscută importanţa proprietăţilor chimice ale cocsului în procesul de elaborare a fontei, de multe ori ele se neglijează sau se ocolesc cu formulări tehnologice şi economice, mai mult sau mai puţin verosimile.

Umiditatea cocsului este una din proprietăţile cocsului căreia nu i se atribuie importanţa cuvenită. De multe ori, pentru micşorarea antrenării de praf şi pentru scăderea temperaturii la gîtul furnalului se umectează şarja sau cocsul încărcat în furnal. Umectarea ar fi justificată numai în cazul în care pentru evaporarea umidităţii s-ar folosi căldura fizică a gazului şi nu s-ar cere consum suplimentar de cocs. Ultimele cercetări în acest sens arată că eliminarea apei din cocs are loc pînă la 300°C, deci la un nivel al încărcăturii mult inferior decît se credea anterior [1].

Consumul de cocs suplimentar este inevitabil, iar evacuarea rapidă a umidităţii în zonele de temperatură destul de ridicată (peste 300°C) duce la degradarea cocsului prin lărgirea porilor existenţi, prin deschiderea porilor închişi, prin înlocuirea apei cu gaze cu energie cinetică mare, intensificîndu-se procesul de absorbţie fizică şi coborîndu-se nivelul absolut al absorbţiei chimice pe suprafaţa cocsului.

Cercetările efectuate la Combinatul siderurgic — Hunedoara au arătat influenţa foarte puternică a umidităţii cocsului asupra celorlalte proprietăţi. Chiar modul de răcire umedă a cocsului duce la crearea tensiunilor interne şi externe. Tensiunile externe se realizează parţial chiar în procesul de sortare şi transport al cocsului pînă la furnal, rezistenţa cocsului micşorîndu-se cu 5—10%. De altfel, lucrările de cercetare au arătat că în mod practic se constată o scădere a rezistenţei mecanice şi a rezistenţei la roadere o dată cu creşterea umidităţii cocsului. Tensiunile interne realizate la rece duc la formarea fisurilor invizibile cu ochiul liber, care se realizează ulterior şi mai mult în furnal, slăbind rezistenţa termomecanică a cocsului. Pentru ilustrarea acestei afirmaţii, în figura 1 se redă variaţia rezistenţei termomecanice în funcţie de umiditatea cocsului rece, după stingere, pe baza cercetărilor sistematice efectuate în acest scop. În figura 2 se prezintă variaţia vitezei de reacţie faţă de CO_2 a cocsului incandescent, în funcţie de creşterea umidităţii iniţiale a cocsului rece.

Privind problema sub acest aspect, pe baza rezultatelor obţinute, se impune imbunătăţirea instalaţiilor de stingere umedă existente, care să permită reducerea umidităţii la minimum şi construirea instalaţiilor de stingere uscată. În acest caz, pe lîngă obţinerea unui combustibil superior, apare efectul economic al folosirii căldurii fizice a cocsului incadescent.

Deşi această concluzie nu poate fi luată în considerare la cocseriile existente, în cazul construirii unei noi cocserii, stingerea uscată devine o necesitate economică. Investiţiile suplimentare se recuperează numai prin economia de combustibil, în urma creşterii rezistenţei mecanice şi termomecanice a cocsului.

---

* La urmărirea procesului tehnologic, luarea probelor, prelucrarea statistică a datelor, efectuarea lucrărilor de laborator redate au mai participat : ing. M. Taflan, ing. E. Gherghel, ing. F. Ianca — Taflan, ing. V. Dan, ing. O. Cărpenişan, ing. N. Rotaru — Bologa, tehn. T. Marcu şi laboranţii E. Baloşin, G. Spörl, V. Crăciun-Leancă, E. Saeckler, T. Ciobanu, E. Avasiloae şi alţii, precum şi personalul de serviciu al secţiei de pregătire a cărbunilor şi C.T.C. din U.C.C.H.

Cenușa cocsului este considerată ca balastul cel mai dăunător. Creșterea cenușii cu 1% duce la scăderea productivității furnalelor cu 2,5% [2]. Așa se explică tendința generală pe plan mondial pentru scăderea cenușii cocsului metalurgic la un nivel sub 10% [3]. Este interesant de remarcat faptul că, o dată cu îmbunătățirea condițiilor de exploatare a furnalului, scade influența variației conținutului de cenușă.

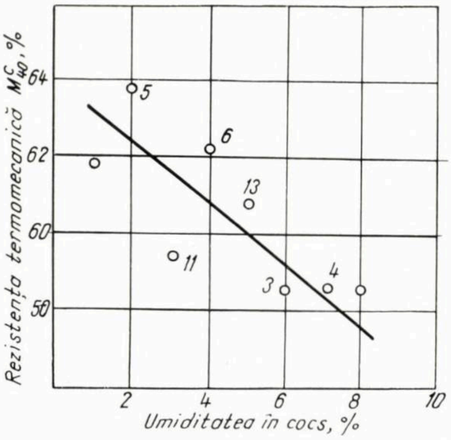


Fig. 1

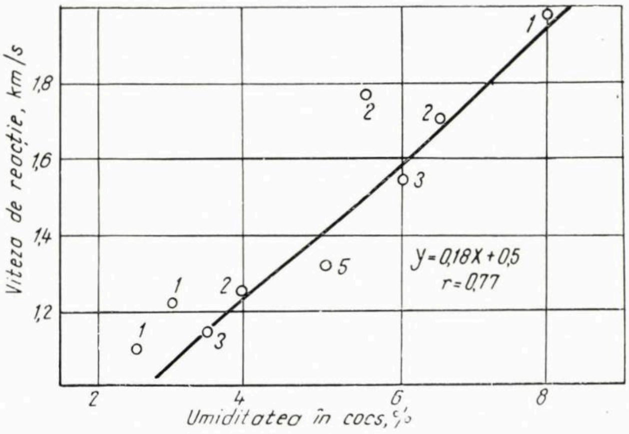


Fig. 2

Datele redate în figura 3, rezultate în urma prelucrării valorilor privind uzinele mari din U.R.S.S. [4], arată că influența cenușii depinde atît de nivelul general al acesteia în cocs, cît și de nivelul calității șarjei la furnale și a condițiilor de exploatare exprimate în consum specific de cocs. De exemplu, la furnale la un nivel de consum specific de 1 200 — 1 300 kg cocs/t fontă creșterea cenușii cu 1% duce la un consum suplimentar de cocs de 20 — 25 kg, în timp ce la un nivel de consum specific de 600 — 700 kg cocs/t fontă, variația cenușii cocsului, tot cu 1%, are o influență de numai ± 10 — 14 kg (*1* — 5 - 10% cenușă ; *2* — 10 - 15% cenușă ; *3* — 15 - 20% cenușă).

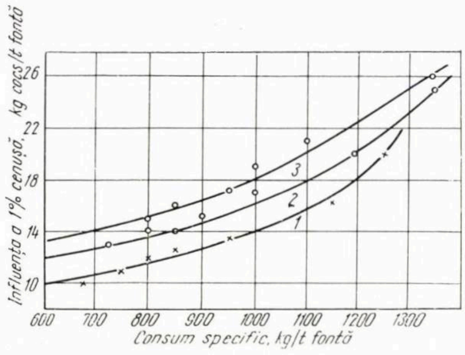


Fig. 3

În afară de influența directă a cenușii asupra mersului furnalului nu mai puțin importantă este influența acestuia asupra celorlalte proprietăți ale cocsului, deci, indirect, și asupra producției de fontă. Influența cenușii asupra rezistenței mecanice a cocsului metalurgic în cocsurile U.R.S.S. — Sud și cocsurile C.S.H., după pornirea cocseriei (fig. 4) arată că o creștere de 1% la cenușă în cocs duce la scăderea rezistenței cu 8 — 12 kg la toba Sundgreen [2], [5].

Cercetările ulterioare au arătat că îmbunătățirea șarjelor la C.S.H., prin introducerea cărbunilor import, a permis obținerea cocsurilor de rezistență mai ridicată, dar nu a exclus influența negativă a creșterii conținutului de cenușă (fig. 5).

Deși efectul negativ al creșterii conținutului de cenușă s-a concretizat prin scăderea rezistenței, totuși cel mai puternic s-a manifestat prin înrăutățirea caracteristicilor de aglutinare ale cărbunilor individuali, atît în cazul amestecului L.U.V., cît și la cărbuni import, constatată la cercetarea sistematică a unui număr mare de probe. Înrăutățirea calității șarjei a fost compensată ulterior prin creșterea participării huilelor import cu aglutinare bună ; așa se explică diferențele de nivele de rezistență pentru dreptele din figura 5.

Scăderea rezistenței cocsului cu creșterea conținutului de cenușă, în afară de înrăutățirea aglutinării șarjei, este o urmare firească a schimbărilor ce au loc în compoziția și structura incluziunilor minerale din cocs. Aceste schimbări sînt mai puternice la cocsuri cu textură neomogenă și se referă atît la cocsurile C.S.H., C.S.R., cît și la alte cocsuri, ca : cocs bazic, ferococs, cocs brichete etc.

Incluziunile minerale, mai ales compușii de fier, potasiu și calciu, au efect catalitic în descompunerea grupurilor cetonice la temperaturi joase. Acest efect este cu atît mai mare, cu cît compușii minerali sînt în contact mai intim cu masa cărbunoasă a cocsului. Faptul că în cărbunii din Valea Jiului incluziunile minerale în general se găsesc în forma fin dispersată în masa vitritică a cărbunilor indică că acestea vor avea influenţă puternică asupra reactivităţii cocsului (fig. 6), confirmat şi de coeficientul ridicat de corelare $r = +0{,}88$ a corelaţiei obţinute pe baza datelor de cercetare.

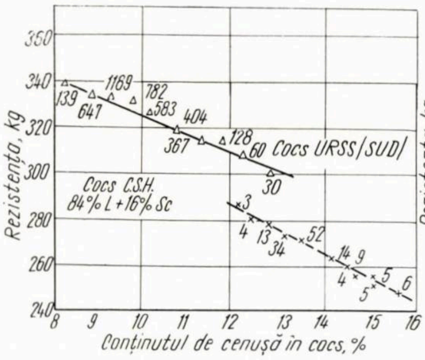


Fig. 4

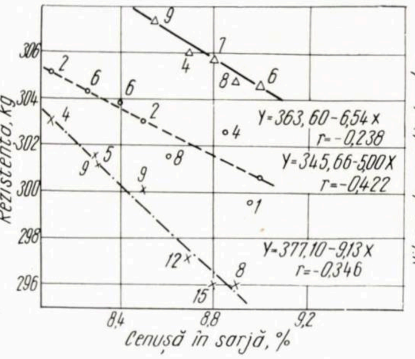


Fig. 5

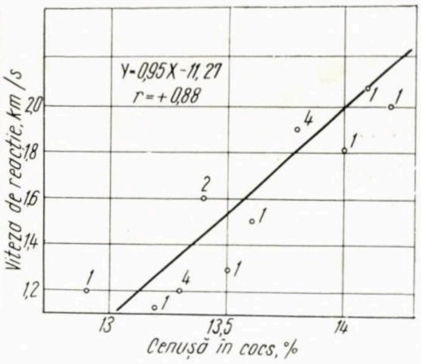


Fig. 6

Creşterea conţinutului de cenuşă în cocsul ajuns în zona gurilor de aer duce la micşorarea combustibilităţii şi la consum suplimentar de energie pentru disocierea, topirea şi evacuarea părţilor componente ale cenuşii. Creşterea conţinutului de cenuşă în cocs duce şi la scăderea rezistenţei termomecanice a cocsului.

Cercetările efectuate în ultima perioadă subliniază deci necesitatea reducerii absolute a conţinutului de cenuşă a cocsului metalurgic faţă de nivelul actual şi menţinerea ei la nivel constant.

Conţinutul de materii volatile este o altă proprietate chimică a cocsului metalurgic, care în general se neglijează. Este de remarcat faptul că un procent în plus de materii volatile în cocs, după părerea generală, nu ar împiedica buna funcţionare a furnalelor, considerînd că hidrogenul care predomină în materiile volatile ajută la reducere.

În procesul clasic de cocsificare, conţinutul de materii volatile din cocs, în general, nu depăşeşte 1,5%. În acest caz, în compoziţia materiilor volatile predomină hidrogenul şi azotul. Dacă însă cocsul s-a descărcat crud sub temperatura de regim necesar sau o perioadă de cocsificare corespunzătoare, scade rezistenţa cocsului, cresc materiile volatile peste 1,5% şi scade conţinutul relativ de hidrogen [6]. În acelaşi timp creşte cantitatea de metan, de bioxid de carbon şi îndeosebi de oxid de carbon în materiile volatile. Acelaşi lucru se poate spune la cocsul brichete care însă poate avea conţinut final de materii volatile ceva mai mare de 1,5%, fără a influenţa negativ rezistenţa cocsului la rece, însă cu o compoziţie nesatisfăcătoare a acestora.

Toate aceste gaze se degajă la încălzire ulterioară, rupîndu-se din elementele structurale ale cocsului, ducînd, în condiţiile din furnal, în mod inevitabil, la slăbirea structurii cocsului, la crearea valenţelor şi a radicalilor liberi.

Nerespectarea regimului termic de cocsificare duce la scăderea rezistenţei mecanice şi la creşterea roaderii (fracţia 0 — 10 mm din cocs). Această fracţie va avea în acest caz un randament de materii volatile mai mare decît cocsul + 40 mm, indicînd în mod sigur cauza scăderii rezistenţei cocsului cînd alţi parametri tehnologici sînt neschimbaţi. Variaţia rezistenţei cocsului în funcţie de conţinutul de materii volatile este redată în figura 7. În general chiar şi la cocsul M40 creşterea materiilor volatile arată o scădere a rezistenţei.

Variaţia rezistenţei termomecanice a cocsului metalurgic după metodele elaborate la C.S.H. a arătat tot o scădere puternică cu creşterea materiilor volatile (fig. 8).

Pe de altă parte, creşterea materiilor volatile în cocs, indiferent de modul de fabricaţie, duce la creşterea afinităţii chimice faţă de CO_2 şi alte gaze, din care cauză creşte reactivitatea cocsului (fig. 9).

Din cercetările efectuate şi parţial prezentate mai sus rezultă că pentru realizarea unui cocs metalurgic de calitate, indiferent de materia primă şi modul de fabricaţie, trebuie să se tindă către reducerea materiilor volatile sub 1,5%.

Sulful din cocs este considerat ca impuritatea cea mai dăunătoare a acestuia. În general, se consideră că o creştere de 0,1% sulf în cocs este echivalentă cu creşterea cenuşii de 1% [2]. Din prelucrarea datelor din literatură şi din cercetările în acest sens, efectuate la C.S.H. şi C.S.R., a reieşit că nici în cazul influenţei sulfului nu poate fi vorba de relaţii liniare. Astfel, datele prezentate în figura 10 arată influenţa sulfului asupra productivităţii furnalului la nivel general de exploatare de ordinul a 1 000 kg cocs/t fontă. Natural că, în condiţiile noi de îmbunătăţire a calităţii şarjelor de la furnal (folosirea aglomeratului autofondant, folosirea peletelor în furnal şi introducerea gazului metan) influenţa sulfului scade. De altfel, după cum rezultă şi din figura 10 influenţa negativă a sulfului devine mult mai puternică la valori de peste 1,8%.

În acest sens, un exemplu bun este îmbunătățirea șarjelor de la Uzina cocsochimică — Hunedoara prin introducerea cărbunilor import, cu un conținut mai redus de sulf și de cenușă, ceea ce, pe lîngă creșterea rezistenței, a dus și la o substanțială micșorare a conținutului de sulf și cenușă din cocs. Acest lucru s-a resimțit imediat în micșorarea consumului specific de cocs și în creșterea productivității furnalelor, observîndu-se însă că influența sulfului în condițiile noi este mai mică.

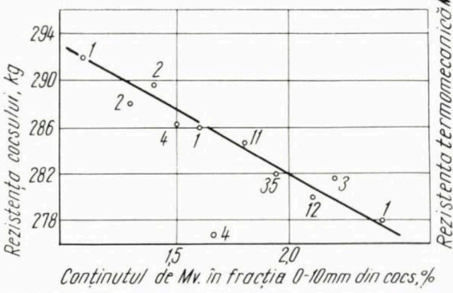


Fig. 7

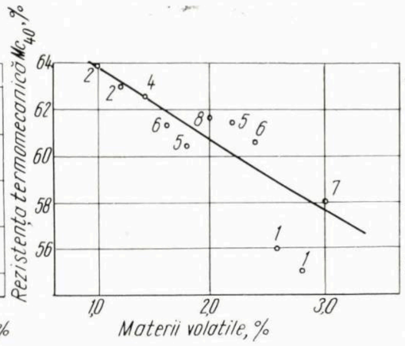


Fig. 8

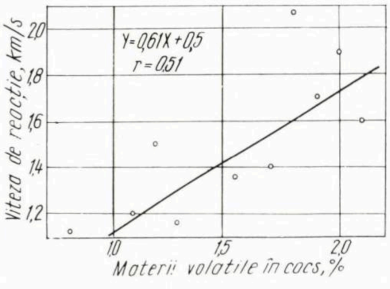


Fig. 9

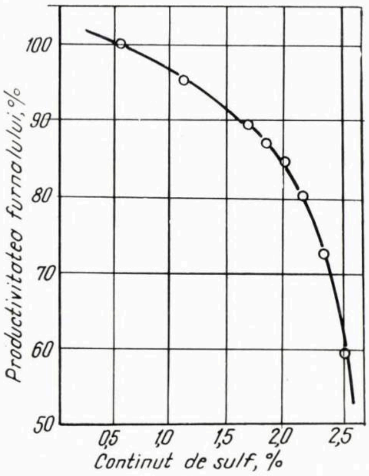


Fig. 10

Încercările efectuate la C.S.R. și C.S.H. cu cocsul bazic au arătat că prin adaosuri diferite nu este posibilă reducerea conținutului de sulf din cocs. Așa-zisul cocs bazic, deci, nu micșorează conținutul de sulf al încărcăturii însă este posibil ca să ajute la trecerea acestuia în zgură. Cercetările făcute în acest sens s-au referit numai la reținerea sulfului în cocs și nu au fost extinse la încercări industriale la furnale, care pot să lămurească problema definitiv.

Micșorarea conținutului de cenușă și de sulf în cărbunii destinați cocsificării este o problemă primordială a economiei naționale și, așa cum s-a arătat în cercetările corespunzătoare, poate fi realizată numai prin mărunțirea cărbunilor înainte de spălare, îmbunătățind metodele de spălare a cărbunilor mărunți.

BIBLIOGRAFIE

[1] Dahme A. și Echterhoff H. Brennstoff Chemie, 40, nr. 11, 1959.

[2] Sekt P. S. *Tehnico-economiceschie osnovi obogoșcenia cocsovih uglei* (Bazele tehnico-economice ale îmbogățirii huilelor de cocs). Moscova, Ed. Ugleteh, 1953.

[3] Levin E. B. *Ciornaia metallurghia capitalisticeskih stran. VI. Cocsochimiceskoie proizvodstvo.* Moscova, Ed. Metallurg, 1956.

[4] Ulițkii L. I. *Voprosi economiki cocsochimiceskoi promîșlenosti* (Problemele economice ale industriei cocsochimice). Moscova, Ed. Metallurg, 1950.

[5] Ostrouhov M. Ia. *Intensificația domenovo proțesa* (Intensificarea topirii în furnale). Moscova, Ed. Metallurg, 1960.

[6] Obuhovski Ia. U. Cocs i himia, nr. 4, 1957.

CZ 669.141.243 :669.141.22

Cercetări privind proprietăţile oţelului M 16 C pentru construcţii metalice sudate

Ing. N. SÂRBU
Combinatul siderurgic — Reşiţa

În lucrarea de faţă s-a urmărit să se determine comportarea la temperaturi scăzute şi în stare îmbătrînită a oţelului M 16 C fabricat la Combinatul siderurgic — Reşiţa.

Caracteristicile obţinute au fost comparate cu acelea ale oţelurilor obişnuite (necalmate sau calmate dar fără adaos de elemente stabilizatoare). De asemenea, s-a urmărit influenţa unor factori tehnologici de elaborare, turnare şi laminare asupra proprietăţilor produsului [1], [2].

Oţelul M 16 C este asemănător din punct de vedere al compoziţiei chimice cu oţelul OL 38 calmat (STAS 500), cu deosebirea că dezoxidarea este mai avansată datorită adaosului de aluminiu, care depăşeşte cantitatea necesară dezoxidării. Excesul de aluminiu are rolul de a fixa azotul sub formă de nitrură de aluminiu.

Elaborarea oţelului s-a făcut după tehnologia oţelurilor de calitate. Adăugarea aluminiului (în bucăţi de 0,5 kg) s-a făcut în oala de turnare la un interval scurt după adăugarea ferosiliciului, şi s-a terminat înainte de apariţia zgurei. Turnarea s-a făcut în lingotiere invers conice cu maselotă. Lingourile au fost laminate în sleburi la bluming. Laminarea sleburilor s-a făcut la laminorul de tablă groasă de tip duo. Încălzirea slebului s-a făcut în cuptoare cu propulsie. Grosimea tablelor laminate a variat în funcţie de comenzi, de la 12 la 40 mm.

Temperatura de sfîrşit de laminare a fost cuprinsă între 850 şi 900°C. Răcirea după laminare s-a făcut în stivă pentru a asigura o uniformitate mai mare. Tabla a fost livrată în stare laminată.

S-au urmărit în aceste condiţii 12 şarje. Compoziţia chimică prescrisă şi realizată este arătată în tabela 1.

De remarcat este faptul că la unele şarje conţinutul de aluminiu a fost foarte scăzut (urme) deşi la toate şarjele s-a adăugat între 0,8 şi 1,2 kg/t aluminiu pur. De asemenea, se poate remarca puritatea chimică ridicată a oţelului elaborat. Caracteristicile mecanice prescrise şi obţinute pe probe prelevate din şarjele urmărite sînt cuprinse în tabela 2.

La şarjele urmărite nu s-a putut stabili o legătură clară între variaţia parametrilor tehnologici şi caracteristicile mecanice ale produsului. Totuşi s-a constatat că raportul $\sigma_{0,2} : \sigma_r$ a avut valori peste 0,6 la şarjele care au avut la topire carbonul cuprins între 1,2 şi 1,4%. La aceleaşi şarje rezilienţa la +20°C în stare

Tabela 1

Şarja nr.	Compoziţia chimică, %								
	C	Mn	Si	S	P	Cu	Ni	Cr	Al
59612	0,18	0,44	0,15	0,032	0,012	0,14	0,04	0,04	0,04
13813	0,20	0,58	0,25	0,031	0,022	0,14	0,06	0,04	urme
13814	0,22	0,63	0,26	0,032	0,022	0,17	0,05	0,04	urme
24033	0,17	0,45	0,19	0,025	0,070	0,15	0,05	0,02	urme
5205	0,15	0,55	0,25	0,022	0,027	0,12	0,09	0,05	urme
5206	0,15	0,53	0,20	0,025	0,025	0,12	0,09	0,05	0,02
5209	0,18	0,61	0,24	0,018	0,028	0,21	0,06	0,07	0,03
5210	0,18	0,62	0,21	0,018	0,026	0,20	0,05	0,05	urme
5229	0,18	0,58	0,25	0,028	0,016	0,28	0,06	0,04	0,04
5230	0,20	0,67	0,25	0,028	0,016	0,28	0,06	0,02	0,04
24271	0,20	0,57	0,28	0,020	0,018	0,16	0,05	0,04	0,03
24278	0,18	0,61	0,26	0,026	0,016	0,18	0,05	0,05	0,04
Analiza prescrisă	0,12 0,20	0,40 0,70	0,12 0,25	max. 0,040	max. 0,040	max. 0,30	max. 0,30	max. 0,30	max.

Tabela 2

Șarja nr.	Limita de curgere $\sigma_{0,2}$, kgf/mm²	Rezistența la rupere δ_r, kgf/mm²	Alungirea δ_5, %	Contracția ψ, %	Reziliența în stare laminată K_u 30/2 la + 20 °C, kgf/cm²		Reziliența în stare îmbătrînită** K_u 30/2 la − 20 °C, kgfm/cm²	
					longitudinal	transversal	longitudinal	transversal
59612	24	45	29	52	10	6	6,3	4,2
13813	26	44	27	58	8,7	4,8	7	4,95
13813	26	44	28	59,5	8,3	4,3	5,7	4,0
24033	26	41	24	50	16,1	10,8	7,8	4,8
5205	31	50	32,5	51,4	14,00	8,2	6,1	3,6
5206	31,2	49	34	53,3	13	8,5	5,5	3,5
5209	29,5	47	29	61	16,5	8	11,5	4,1
5210	31	50	32	51,4	14	8,5	5,7	3,8
5229	28	46	32	59	19	9,4	14,00	6,3
5230	25	46	38	59,6	16	9,2	10,1	6,1
24271	27,8	49	38	61,5	17,5	8	12,5	5,5
24278	25,3	47	30	59,8	19	8,2	13,5	5,6
Prescris minimum	23	38	26*	50	8		4	

* Pentru table și platbenzi între 8 și 20 mm grosime.
** Proba alungită 10% și fiartă 2 h, în ulei, la 200°C.

îmbătrînită a fost peste 0,5 din reziliența în stare neîmbătrînită (tabela 3).

Vitezele de decarburare s-au încadrat în valorile prescrise și nu s-a putut stabili o legătură între acest parametru și caracteristicile fizico-chimice ale produsului (tabela 3). Astfel, s-a constatat că reziliența oțelului atît în stare laminată, cît și în stare îmbătrînită, crește cu creșterea conținutului de aluminiu (fig. 1 :*1* — reziliență longitudinală la +20°C ; 2— la —20°C ; *3* — reziliență tranversală la +20°C ; *4*— la —20°C) respectiv cu creșterea cantității de aluminiu adăugat (fig. 2 :*1* — reziliență medie longitudinală în stare îmbătrînită, la 20°C ; *2*—la —20°C ; *3* — reziliență medie transversală în stare îmbătrînită la +20°C ; *4* — —la —20°C). Creșteri mai importante se constată la probele longitudinale.

Din interpretarea datelor care au dus la construirea diagramei din figura 2 s-a putut stabili că un adaos de 0,8 kg/t aluminiu pur este suficient pentru a asigura proprietățile impuse ; o cantitate mai mare de aluminiu este necesară pentru siguranță atunci cînd procesul tehnologic nu este bine pus la punct.

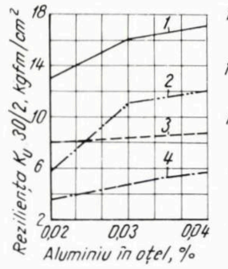


Fig. 1

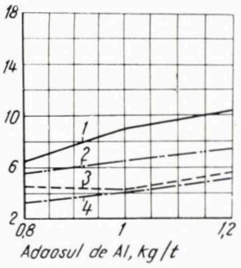


Fig. 2

Astfel, cea mai mică valoare a rezilienței în stare îmbătrînită la —20°C a fost de 3,4 kgf/cm², reziliența longitudinală a fost de 5,5 kg/cm², iar reziliența în stare îmbătrînită reprezintă

Tabela 3

Șarja nr.	% C la topire	Viteza de decarburare, % C/h		$\tau_{0,2} : \tau_r$	Raportul rezilientelor longitudinale $K_{îm} : K_{lam}$	Raportul rezilientelor transversale $K_{îm} : K_{lam}$
		în prima perioadă	în a doua perioadă			
59612	1,55	0,40	0,24	0,53	0,63	0,70
13813	1,60	0,42	0,40	0,59	0,80	1,03
13814	1,26	0,45	0,32	0,59	0,69	0,93
24033	1,21	0,47	0,46	0,63	0,48	0,44
5205	1,13	0,38	0,20	0,62	0,44	0,44
5206	1,36	0,51	0,22	0,64	0,42	0,41
5209	1,46	0,62	0,26	0,63	0,70	0,51
5210	1,37	0,54	0,42	0,62	0,41	0,45
5229	1,36	0,29	0,39	0,61	0,74	0,67
5230	1,42	0,46	0,31	0,54	0,63	0,66
24271	1,47	0,36	0,28	0,57	0,71	0,69
24278	1,50	0,42	0,38	0,54	0,71	0,68

* $K_{îm}$ – reziliența oțelului în stare îmbătrînită ; K_{lam} – reziliența oțelului în stare laminată.

Tabela 4

Şarja nr.	Rezilienţa K_u 30/2 (medie a 3 probe), kgfm/cm²									
	−10°C		−20°C		−30°C		−40°C		−50°C	
	longitudinal	transversal	longitudinal	transversal	longitudinal	transversal	longitudinal	transversal	longitudinal	transversal
59612	7,1	6,8	5,6	6	5,5	5,4	4,6	4	1,8	2
13813	15,7	7,6	14,5	6	10	5,7	4,8	4	3,8	0,7
24033	14	6,5	10,8	5	10	3,5	7	3	6	2
5205	13	6,3	10,6	5,7	9	5	7	4	6	2
5206	15	7,4	12,3	6	10	4,6	7	4,5	5,7	2,4
5209	14	6,5	10,8	5	10	3,5	7	3	6	2
5210	13	6,3	10,6	5,7	9	5	7	4	6	4
5229	11,2	6,4	10,7	6	10	5	3,7	4	3	0,8
5230	13,2	7,5	10	6,5	7,4	5,8	5,8	3	5	0,7

73 %, respectiv 87 % din valorile în stare neîmbătrînită. Mărind adaosul de aluminiu se obţin creşteri mici ale valorilor rezilienţei (fig. 2). Aceasta se poate explica prin conţinutul scăzut de azot al oţelului Martin, din care cauză stabilizarea structurii se face cu o cantitate mai mică de aluminiu.

Pentru a determina comportarea acestui oţel la temperaturi sub zero grade, la fiecare şarjă s-au determinat rezilienţa medie a trei probe la temperatura de — 20°C şi apoi din 10 în 10 °C, începînd de la — 10 pînă la — 50 °C. Determinările au fost făcute atît în sens longitudinal, cît şi transversal. Valorile acestor determinări sînt centralizate în tabela 4 şi în figurile 3 şi 4.

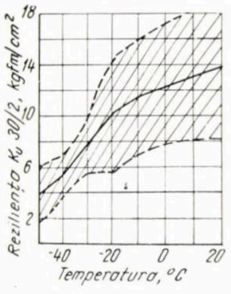


Fig. 3

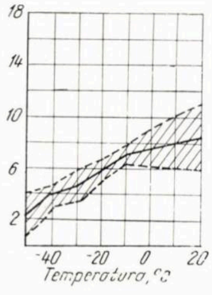


Fig. 4

În diagrame linia continuă reprezintă media determinărilor, iar liniile întrerupte, valorile maxime şi minime pentru fiecare valoare a temperaturii. Se poate observa destul de uşor că oţelul studiat are valori acceptabile ale rezilienţei pînă la —40°C în stare laminată.

În condiţiile specifice laminorului de tablă groasă de la Reşiţa s-a studiat influenţa grosimii tablei laminate asupra rezilienţei. Valorile obţinute, transpuse grafic pe figurile 5 şi 6, permit să se tragă concluzia că pînă la grosimea de 40 mm scăderile valorilor rezilienţelor sînt insensibile (fig. 5 : *1*—rezilienţă medie longitudinală în stare laminată, la —20°C ; *2*—rezilienţă medie transversală în stare laminată, la —20°C ; *3*— rezilienţă medie longitudinală în stare îmbătrînită, la —20°C ; *4* — — rezilienţă medie transversală în stare îmbătrînită, la —20°C ; fig. 6 : *1*—rezilienţă medie longitudinală în stare laminată, la 20°C ; *2*—rezilienţă medie longitudinală în stare îmbătrînită, la 20°C ; *3*—rezilienţă medie transversală în stare laminată la + 20 °C ; *4* — rezilienţă medie transversală în stare îmbătrînită la + 20 °C). Aceste scăderi se datoresc acţiunii combinate a coroiajului şi a condiţiilor de răcire pentru table cu grosimi diferite.

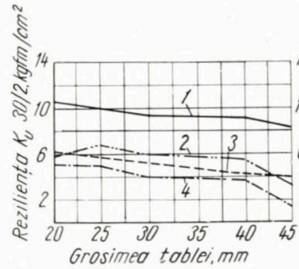


Fig. 5

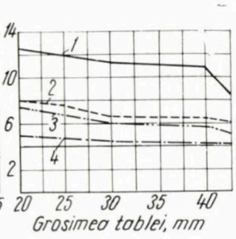


Fig. 6

Întrucît oţelul studiat este relativ nou, în studiu s-a încercat să se prezinte comparativ cu un oţel necalmat elaborat mai îngrijit, destinat construcţiilor de cazane. Pentru comparaţie s-a ales starea îmbătrînită pentru ambele oţeluri, deoarece este cea care se întîlneşte cel mai frecvent în construcţiile sudate. Valorile determinărilor sînt arătate grafic în figura 7, de unde se poate observa calitatea superioară a oţelului M 16 C.

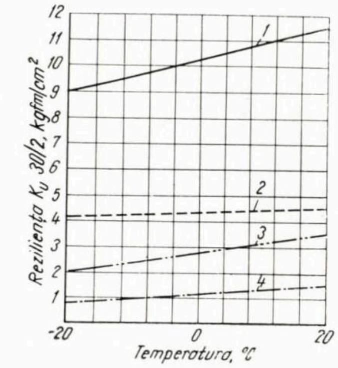


Fig. 7

Pentru orientare asupra comportării la sudură și asupra transformărilor structurale ce au loc în material cu ocazia operației de sudare s-au efectuat probe de îndoire a unui cordon de sudură depus pe tabla de încercat (probe Kommerell). Unghiul de îndoire la care a apărut prima fisură în vecinătatea sudurii a fost mai mare de 45°, la majoritatea loturilor. La tablă de 40 mm grosime, la trei loturi, prima fisură a apărut la unghiuri cuprinse între 30 și 40°. Încercarea de tracțiune, efectuată pe probe decupate din table încărcate cu sudură, a dat rezistențe identice cu a materialului de bază.

Microșlifurile executate în sudură și zona influențată termic nu au prezentat constituenți fragili. Materialul de bază este compus din ferită și perlită.

În încheiere se poate afirma că, în cazul oțelului M 16 C destinat construcțiilor sudate, elaborat în cuptorul Martin, o influență hotărîtoare asupra tendinței de rupere fragilă apreciată prin probe de reziliențe la temperaturi negative, o are procedeul de dezoxidare aplicat. Oțelul necalmat are reziliența transversală în stare îmbătrînită la —20°C sub 1 kgfm/cm^2. Oțelul semicalmat se comportă acceptabil la temperatura ambiantă însă slab sub 0°C, în stare îmbătrînită [1]. Oțelul calmat și stabilizat cu aluminiu se comportă bine pînă la temperatura de —40°C în stare laminată (fig. 3 și 4) pe produse cu grosimi sub 40 mm (fig. 5 și 6). În acest caz reziliența nu scade sub 3,5 kgfm/cm^2. În stare îmbătrînită însă temperatura minimă la care se obține o valoare acceptabilă a rezilienței mai mare de 3,5 kgfm/cm^2 este de —20°C. Pentru ca valoarea rezilienței în stare îmbătrînită să fie cel puțin 50% din valoarea rezilienței în stare neîmbătrînită, conținutul de aluminiu trebuie să depășească 0,02%, respectiv 0,8 kg/t oțel. Tehnologia descrisă poate fi aplicată cu ușurință în oțelării, dar valorificarea deplină a proprietăților oțelului se obține printr-un tratament de normalizare.

BIBLIOGRAFIE

[1] Dick W. Stahl und Eisen 80, nr. 22, 1960, p. 1588–1602.
[2] Levinson E. S. Oțelul, nr. 6, 1959.

CZ. 621.827.1 :621.979.536.421.2

Unele particularități ale curgerii materialului la matrițarea bielelor

Dr. ing. V. I. POPESCU
Institutul politehnic „Gheorghe Gheorghiu-Dej” – București

Bielele pentru motoarele cu ardere internă, datorită configurației pe care o au, constituie o categorie de piese care necesită o deosebită atenție la întocmirea procesului tehnologic de matrițare și îndeosebi la alegerea felului și a succesiunii operațiilor pregătitoare, precum și la dimensionarea locașurilor în care se execută aceste operații. În cazul cînd întinderea și profilarea semifabricatului nu sînt corect executate, în timpul matrițării apar o serie de defecte, ca : umplerea incompletă a cavităților locașului de finisare, formarea suprapunerilor de material, apariția unor stratificări, formarea fibrajului necorespunzător etc.

Întrucît umplerea incompletă a locașului de finisare și apariția suprapunerilor de material constituie defecte iremediabile și observabile cu ochiul liber, atenția tehnologilor este îndreptată, în cele mai multe cazuri, înspre înlăturarea acestor defecte, neglijînd în același timp modul în care curge materialul în timpul matrițării. Pentru a asigura umplerea completă a cavităților în locașul de finisare, soluția cea mai des utilizată, nu însă și cea mai potrivită, o constituie supradimensionarea semifabricatului folosit. Această soluție, pe lîngă un consum suplimentar de material în bavură și chiar de manoperă, în cazul matrițării cu două bavuri, prezintă și dezavantajul obținerii unui fibraj necorespunzător sau al formării de stratificări. Deoarece atît fibrajul necorespunzător, cît și stratificările se observă numai în cazuri incidentale sau în urma unor analize mai deosebite, rezultă că în majoritatea cazurilor bielele cu astfel de defecte pot fi recepționate și puse în exploatare. Datorită acestui fapt bielele ce se rup în timpul exploatării din cauza defectelor amintite, neobservate la recepție, aduc prejudicii foarte mari, întrucît ruperea lor este însoțită aproape în toate cazurile de scoaterea din funcțiune a unui număr însemnat de piese componente ale motorului respectiv. De aceea, pe lîngă umplerea completă a locașului de finisare și evitarea formării suprapunerilor, denumite uneori și crăpături, matrițarea, în condițiile obținerii unui fibraj corespunzător și al eliminării cauzelor care duc la stratificarea materialului, constituie o a doua condiție de bază ce trebuie avută în vedere la întocmirea procesului tehnologic.

Pentru a ilustra în ce măsură fibrajul poate deveni necorespunzător, în figura 1 este reprezentată o secțiune longitudinală printr-o bielă în care fibrajul s-a frînt în formă de zig-zag, adică într-o formă care favorizează foarte mult ruperea la oboseală și în același timp reduce restul caracteristicilor mecanice.

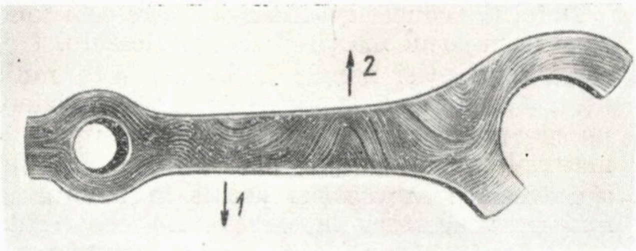


Fig. 1

Fibrajul necorespunzător obținut în biela reprezentată în figura 1 se datorește exclusiv întocmirii greșite a tehnologiei de matrițare. În acest caz pentru a asigura o umplere completă a cavităților locașului de finisare, în special la capete, semifabricatul a fost supradimensionat. Surplusul de material de la capetele semifabricatului, după ce a umplut cavitățile locașului de finisare, neputînd ieși în întregime în bavura din imediata apropiere, a trecut în tija (corpul) bielei și numai după aceea a ieșit în bavură. Locurile de ieșire a surplusului de material în bavură sînt marcate prin săgețile *1* și *2*. Datorită curgerii materialului în sensuri diferite, fibrajul din corpul bielei s-a frînt și s-a obținut forma de zig-zag. Pentru eliminarea acestui neajuns, tehnologia de matrițare a bielei din figura 1 a fost revăzută și îmbunătățită. Îmbunătățirile făcute au constat în principal în reproiectarea locașurilor de întindere și profilare, astfel încît acestea să asigure o repartizare mai bună a volumelor de material de-a lungul axei longitudinale a semifabricatului profilat. Datorită acestui fapt s-a asigurat nu numai obținerea unui fibraj corespunzător (fig. 2), ci și reducerea consumului de material prin micșorarea volumului bavurii. Paralel cu aceasta a crescut și durabilitatea matrițelor, întrucît locașul de finisare a fost mai puțin solicitat.

Profilul în H sau dublu T al corpului bielelor ridică, de asemenea, o serie de probleme cu privire la frînarea trecerii segregației zonale în bavură. În timpul matrițării, după ce cavitățile matriței s-au umplut, materialul din apropierea pereților locașului nu se mai deformează plastic, iar focarul de deformare plastică se reduce doar la o zonă foarte mică, situată în jurul axei longitudinale (fig. 3).

În consecință, așa după cum se vede din figura 3, în care este reprezentată perioada de început de formare a bavurii, la matrițarea unei piese prismatice materialul care trece în bavură este alimentat numai de zona centrală a semifabricatului, marcată prin elipsa punctată, și nu de întreaga secțiune a acestuia. Cum însă segregația zonală se găsește la porțiunea centrală a secțiunii transversale a semifabricatului, rezultă că în cazul unui surplus prea mare de material segregația zonală poate trece în bavură.

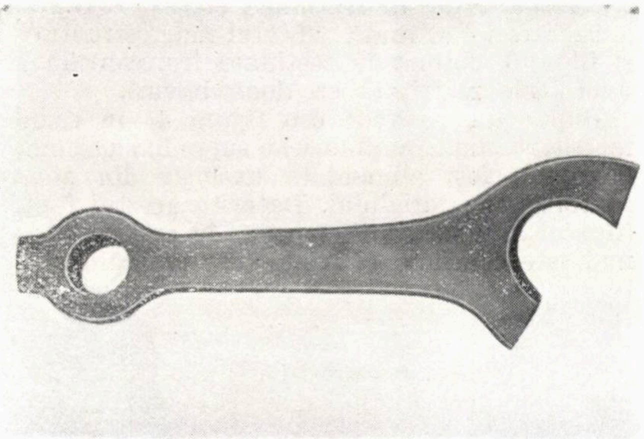


Fig. 2

În cazul secțiunilor în formă de H (secțiunile bielelor) curgerea segregației zonale în sau spre bavură începe înaintea umplerii locașului de matrițare. Cu alte cuvinte, pericolul de trecere a segregației zonale în bavură este mai mare în cazul bielelor decît în cazul pieselor cu secțiune prismatică. Trecerea segregației zonale în bavură are loc în toate cazurile în care matrițarea bielelor se face cu două bavuri, excepție de la aceasta făcînd numai semifabricatele cu puritate foarte ridicată și segregație zonală mică.

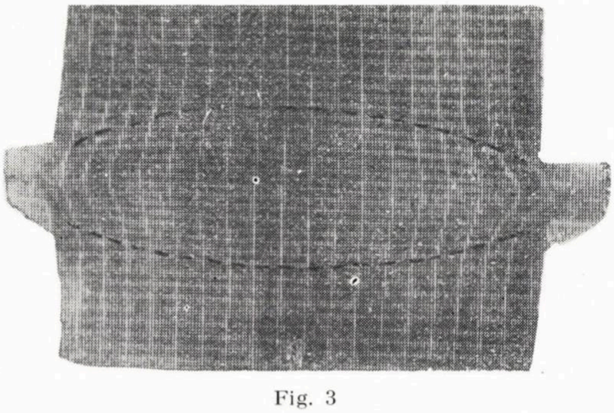


Fig. 3

Făcînd abstracție de consumul sporit de material și de manoperă, matrițarea cu două bavuri nu este indicată nici în cazul folosirii semifabricatelor de puritate ridicată, deoarece în acest caz se mărește pericolul de formare a suprapunerilor de material și se obține un fibraj necorespunzător în secțiunea transversală.

În figura 4 se arată aspectul macrostructurii și fibrajul obținut în secțiunea transversală a unei biele matrițate cu două bavuri.

După cum se vede din figura 4, în cazul matrițării unui semifabricat supradimensionat, bavura a fost alimentată exclusiv din zona centrală a materialului. Datorită acestui fapt, fibrajul la trecerea din puntiță în aripioare nu mai este continuu ci frînt, ceea ce arată și o tendință destul de pronunțată de a se forma suprapuneri de material la racordările interioare. Ca aspect exterior (dimensiuni și defecte de suprafață), bielele pot fi recepționate ca bune, deși fibrajul în direcție transversală este necorespunzător.

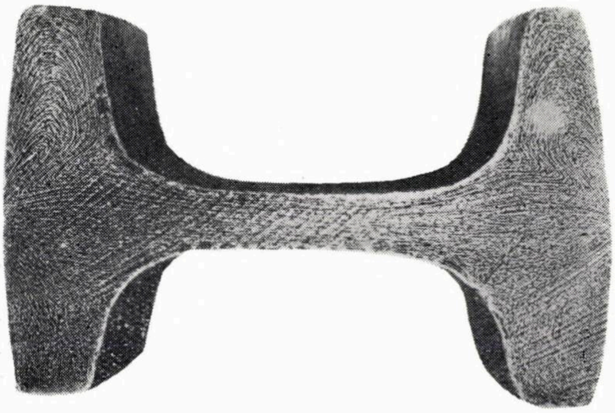
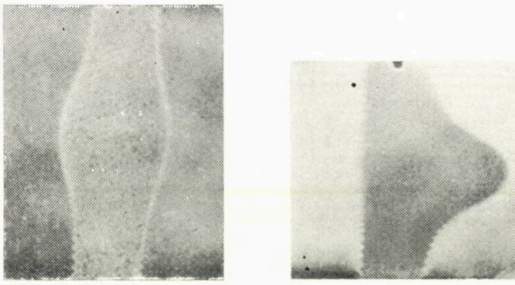


Fig. 4

Asupra trecerii segregației zonale în bavură contribuie foarte mult și operația de refulare, care se face uneori în vederea măririi secțiuni transversale a semifabricatului pentru obținerea grosimii necesare în porțiunile de capăt. În timpul operației de refulare, la mijlocul înălțimii semifabricatului, diferența dintre suprafața totală și cea ocupată de segregația zonală se reduce (fig. 5).



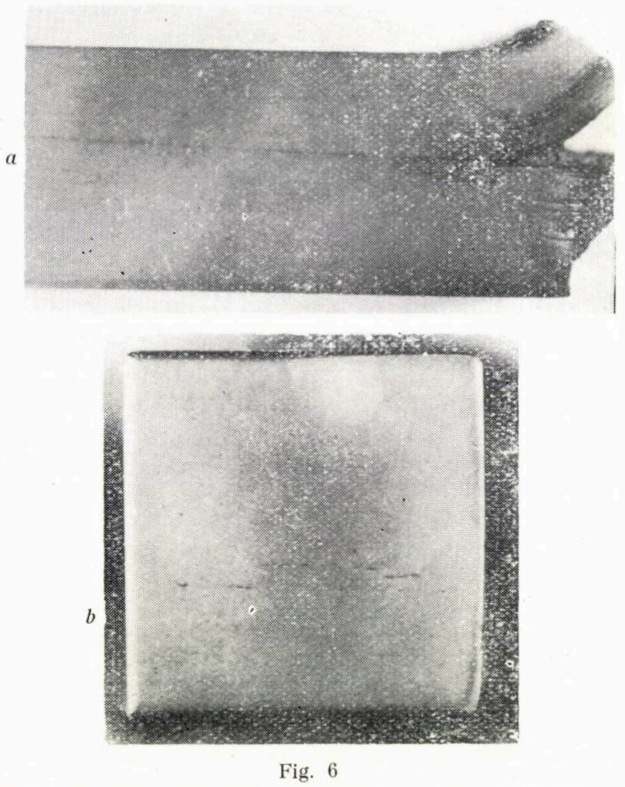
a *b*

Fig. 5

În fotografiile din figura 5, în locul unui semifabricat cu segregație zonală a fost folosită o epruvetă în care înainte de refulare s-a introdus un șurub dintr-un material de altă compoziție chimică și cu altă intensitate de atac, dar cu aproximativ aceeași rezistență de deformare plastică și aceeași plasticitate. În cazul figurii 5, *a* șurubul a fost introdus coaxial cu epruveta, iar refularea s-a produs cu circa 20%. În figura 5, *b* șurubul a fost introdus excentric, tangent la axa epruvetei, iar refularea s-a produs la aproximativ 40%.

Datorită reducerii diferenței dintre cele două zone la mijlocul înălțimii semifabricatului trecerea segregației zonale în bavură este mult ușurată, chiar de o operație care la prima vedere nu are nimic comun cu modul de curgere a materialului în timpul matrițării. La rîndul său trecerea segregației zonale în bavură și forfecarea acesteia la debavurare contribuie foarte mult la reducerea rezistenței bielelor la oboseală.

Un alt neajuns al supradimensionării semifabricatului în vederea umplerii complete a locașului de matrițare îl constiuie, așa după cum a fost arătat mai sus, apariția stratificărilor de material. În figura 6 se arată aspectul macroscopic al unei epruvete pentru determinarea rezilienței, la care după rupere s-a observat prezența stratificărilor de material. Figura 6, *a* reprezintă aspectul stratificării în direcție longitudinală, iar figura 6, *b*, în direcție transversală.



a

b

Fig. 6

Epruveta din figura 6 a fost obținută din locul marcat în figura 7, dintr-o bielă la care, înainte de a fi secționată, nu s-a observat prezența stratificărilor de material.

De remarcat că, deși stratificările au fost foarte pronunțate, așa cum se vede din figura 6, prezența lor nu s-a observat nici măcar în epruveta prelucrată pentru încercarea la reziliență. Linia care marchează locul de apariție a stratificărilor (fig. 6, *a*), a ieșit în evidență numai după ce suprafața respectivă a fost șlefuită și atacată în vederea analizei microscopice, adică numai după ce aceasta a fost deja observată în epruveta ruptă la încercarea pentru determinarea rezilienței. În cazul în care crestarea s-ar fi făcut pe latura opusă, stratificarea nu s-ar fi putut observa nici măcar în epruveta ruptă în timpul încercării la reziliență.

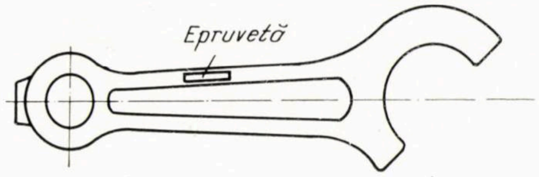


Fig. 7

Apariția stratificărilor arătate în figura 6 s-a datorat curgerii prea intensive a materialului din zona centrală în bavură și a fost favorizată și de prezența unei segregații zonale relativ puternic dezvoltate. Se menționează că bielele în cauză au fost matrițate cu două bavuri, iar pentru îngroșarea capetelor semifabricatul a fost supus în prealabil unei refulări.

Cu alte cuvinte, matrițarea a fost condusă în așa fel, încît să se favorizeze la maximum condițiile de apariție a stratificărilor de material. Făcînd abstracție de temperatura de matrițare, care nu trebuie să fie prea scăzută, rezultă că, pentru a evita apariția stratificărilor și trecerea segregației zonale în bavură și a asigura în același timp umplerea completă a locașului de matrițare, fără a se forma suprapuneri de material, mijlocul cel mai eficient îl constituie pregătirea corectă a semifabricatului și nu supradimensionarea acestuia.

În esență, pregătirea corectă a semifabricatului constă în repartizarea volumelor acestuia corespunzător repartiției volumului de material din piesa brut matrițată inclusiv volumul bavurii de-a lungul axei longitudinale. În acest scop se construiește mai întîi epura diametrelor și, pe baza acesteia, se proiectează și execută locașurile pregătitoare, dintre care în cazul bielelor cele mai frecvent întîlnite sînt cele de întindere și profilare.

Pentru ilustrarea celor afirmate mai sus, în cele ce urmează va fi stabilită epura diametrelor pentru o bielă cu configurația celei arătate în figura 8, *a*.

După ce se întocmește desenul de piesă brut matrițată și se stabilește volumul bavurii, pe o dreaptă paralelă cu axa piesei și egală ca lungime cu lungimea acesteia din urmă se marchează locul secțiunilor transversale caracteristice, adică al secțiunilor cu valoare maximă, minimă și al porțiunilor în care se trece de la o valoare la alta. În cazul bielei din figura 8 cele 14 secțiuni caracteristice au fost notate cu numere de la 1 la 14. După ce au fost găsite secțiunile caracteristice, se caculează valoarea acestora pentru fiecare caz în parte. La valorile obținute se adaugă suprafața transversală a bavurilor în ambele părți, iar valoarea totală se echivalează cu aria unui cerc. Însemnînd cu *A* suprafața transversală a piesei matrițate, inclusiv a bavurilor în porțiunea studiată, se poate scrie relația :

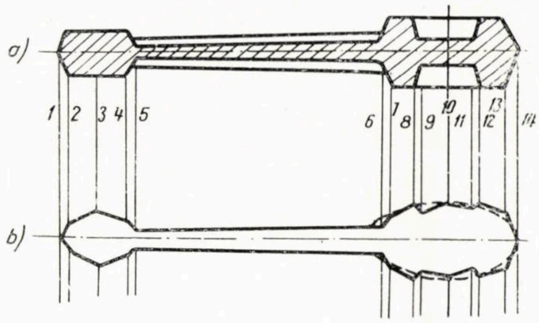


Fig. 8

$$A = A_p + 2A_b = \frac{\pi D_e^2}{4}.$$

Din relația de mai sus, în care A_p și A_b reprezintă suprafața transverală a piesei, respectiv a bavurii în porțiunea studiată, rezultă valoarea diametrului epurei :

$$D_e = 1{,}13\sqrt{A}.$$

După ce a fost găsită valoarea lui D_e în porțiunile caracteristice se construiește epura diametrelor (fig. 8, *b*). Pentru construcția epurei diametrelor se alege o scară corespunzătoare și pe ordonata punctelor care indică secțiunile caracteristice, la scara aleasă, se marchează valoarea diametrelor calculate. De reținut că pe abscisă suma tuturor lungimilor alese trebuie să fie egală cu lungimea semifabricatului, respectiv a piesei brut matrițate. Unind punctele care indică valoarea diametrelor calculate pentru fiecare secțiune caracteristică, se obține epura teoretică a diametrelor. Pentru a ușura efectuarea operațiilor pregătitoare, îndeosebi a celei de profilare, proeminențele și cavitățile cu vîrfuri ascuțite din epura teoretică a diametrelor (fig. 8, *b* — linii pline), se rotunjesc, obținînd în acest fel epura simplificată a diametrelor (linii punctate, capătul din dreapta).

Trecerea de la epura teoretică la epura simplificată permite obținerea unui semifabricat de configurație mai simplă în condițiile repartizării volumelor de material suficient de echilibrate față de repartizarea volumelor de-a lungul piesei brut matrițate.

În consecință, dacă locașul de profilare se execută conform epurei simplificate a diametrelor, piesele obținute după matrițare nu mai prezintă suprapuneri, stratificări sau fibraj necorespunzător și nici ciupituri sau porțiuni în care umplerea locașului de finisare a fost incompletă. De asemenea, și consumul de material se reduce la minimum, iar segregația zonală nu mai trece în bavură. Execuția corectă a locașului și operației de profilare a constituit de altfel și mijlocul de bază prin care s-a reușit să se îmbunătățească fibrajul în bielele din figurile 1 și 2 și să se înlăture stratificările de material arătate în figura 6. De menționat că bielele din care a fost prelevată epruveta arătată în figura 6 au avut alte dimensiuni și altă configurație în comparație cu cele din figurile 1 și 2, iar pentru înlăturarea stratificărilor și a trecerii segregației zonale operația de refulare a fost eliminată.

CZ 669.215'24 :621.357.9

Obținerea electrolitică a aliajului dur de aur-nichel *

Dr. ing. C. FIROIU și ing. M. NEAȚĂ-BĂLESCU
Institutul politehnic „Gheorghe Gheorghiu-Dej" — București

Datorită stabilității chimice ridicate și a aspectului plăcut, depunerile galvanice de aur au căpătat o largă aplicație pentru scopuri decorative, contacte electrice și alte probleme speciale.

În literatura de specialitate există un număr relativ mare de electroliți pentru depunerea galvanică a aliajelor de aur [1]—[9]. Caracteristic pentru toate aceste rețete este folosirea în calitate de sare de aur a cianurii complexe de aur și potasiu. Celelalte metale pot fi introduse în băile de galvanizare atît sub formă de complecși organici, cît și sub formă de complecși anorganici. De regulă, se folosesc acele săruri care permit apropierea potențialelor de descărcare ale celor două metale — aurul și celălalt metal de aliere.

Au fost efectuate experiențe preliminare cu diversele băi indicate în literatura de specialitate pentru obținerea aliajelor de aur-nichel.

La încercările făcute s-a urmărit luciul, duritatea și aderența depunerilor obținute, precum și randamentul de curent.

În urma unui număr mare de experiențe s-a ajuns la un electrolit original care a dat rezultate foarte bune.

Compoziția și condițiile optime de lucru ale acestui electrolit sînt următoarele : aur (sub formă de $K[Au(CN)_2]$), 4 g/l; nichel (sub formă de $NiSO_4$), 3 g/l ; fosfat disodic, 40 g/l ; citrat de sodiu (potasiu), 40 g/l; acid citric, 30 g/l; pH, 4 — 5,5 ; densitatea de curent catodică, 1—1,5 A/dm^3 ; temperatura de lucru, 18—24°C.

Agitarea electrolitului este obligatorie pentru a se realiza depuneri cu compoziția omogenă în toată masa aliajului. În lipsa agitării și mai ales în cazul electrolizelor de lungă durată, depunerile obținute sînt neomogene ca compoziție, straturile superficiale fiind mai bogate în nichel decît straturile interioare. La o agitare mai intensă se pot aplica densități de curent și mai ridicate decît 1—1,5 A/dm^2. De asemenea, se poate crește densitatea de curent catodică pînă la 2—3 A/dm^2, dacă în mod corespunzător se mărește în electrolit conținutul de aur și nichel.

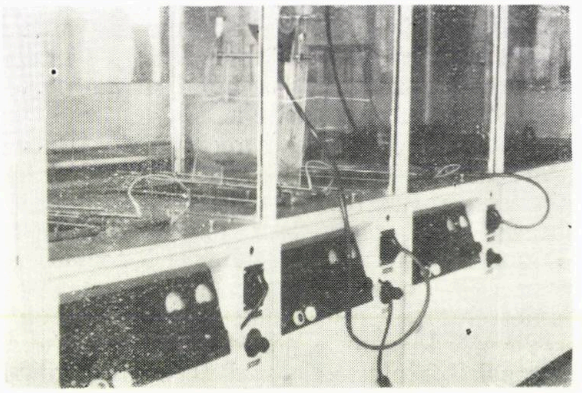


Fig. 1

Experiențele efectuate au arătat că rezultatele cele mai bune pentru piese suspendate se obțin

---

Rezultatele prezentei lucrări au servit la proiectarea unei instalații industriale la uzina „Electromagnetica" din București (fig. 1).

dacă agitarea în timpul electrolizei se face prin mişcarea de du-te-vino a pieselor, fie pe orizontală, fie pe verticală.

Depunerile de aliaj aur-nichel obţinute din electrolitul menţionat se caracterizează prin luciu foarte avansat, aderenţă bună şi duritate sporită.

Aliajul a fost depus pe foiţe din cupru şi alamă, precum şi pe diferite piese din bronz fosforos, după o nichelare prealabilă.

Astfel, s-au obţinut straturi foarte lucioase chiar după o oră de electroliză, avînd microduritatea de 160—180 kgf/mm^2 faţă de 90—100kgf/mm^2 cît este duritatea aurului pur depus electrochimic.

Conţinutul de nichel din aliaj pentru condiţiile de lucru specificate a fost de 2—2,5%.

În general, conţinutul de nichel din aliaj creşte cu mărirea densităţii de curent, manifestîndu-se în acelaşi timp şi procesul de îmbogăţire cu nichel a straturilor superficiale în comparaţie cu cele interioare.

Randamentul de curent catodic este cuprins între 18 şi 25%, ca urmare a descărcării unei cantităţi mari de ioni de hidrogen. Aceste valori concordă cu cele din literatură.

Degajarea intensă a hidrogenului gazos şi toxicitatea electrolitului impun ventilarea cuvelor de electroliză.

În calitate de anod s-a folosit platina. Pentru scopuri industriale literatura recomandă oţelul inoxidabil sau platina. Mai rar se folosesc anozi solubili din aur sau aliaje de aur-nichel, datorită diferenţei foarte mari dintre randamentul de curent anodic şi randamentul de curent catodic. Randamentul anodic fiind de patru — cinci ori mai mare decît randamentul catodic, are loc o acumulare accentuată a aurului în soluţie, ceea ce aduce după sine schimbarea condiţiilor de lucru (densitate de curent, agitare).

Lucrîndu-se cu anozi insolubili este necesar ca baia de electroliză să fie corectată din timp în timp. Intervalul de timp pentru corectare este determinat de gradul de exploatare a băii.

De remarcat că la electrolitul propus concentraţia aurului şi a nichelului din soluţie poate varia în limite relativ largi, fără a influenţa sensibil asupra compoziţiei aliajului pentru cazul cînd s-ar menţine toate condiţiile iniţiale de lucru.

Pentru prepararea electrolitului au fost folosite substanţe chimic pure.

Se dizolvă separat cianura de aur şi potasiu (I) şi sulfatul de nichel (II) în cantităţi minime de apă distilată. Cantităţile respective de fosfat disodic, citrat de sodiu sau potasiu şi acidul citric se dizolvă împreună într-o cantitate cît mai mică de apă distilată (III).

Se amestecă soluţia II cu soluţia III, după care se adaugă şi soluţia I. Se verifică apoi pH-ul soluţiei rezultate.

În cazul cînd baia nu are pH-ul dorit, acesta se corectează cu soluţii de hidroxid de potasiu şi acid fosforic. În final se completează cu apă distilată pînă la volumul dorit. Soluţia obţinută are culoarea albastru deschis.

Cianura complexă de aur şi potasiu negăsindu-se în comerţ trebuie preparată în laborator. Aceasta se poate face fie pe cale chimică, fie pe cale electrochimică. În prezenta lucrare s-a folosit sarea complexă obţinută prin procedeul electrochimic care este mai simplu şi mai economic.

Modul de preparare a cianurii complexe de aur şi potasiu este următorul:

Într-un pahar Berzelius de 1 l, conţinînd soluţie de cianură de potasiu 3%, se introduce un vas poros din material ceramic umplut cu soluţie de cianură de potasiu 20% (spaţiul catodic). Cantităţile de soluţie se iau în aşa fel încît nivelul lichidului să fie acelaşi în ambele vase. În spaţiul catodic se introduce un electrod din oţel inoxidabil, iar în spaţiul anodic, placa de aur. Raportul dintre suprafaţa catodică şi cea anodică se recomandă a fi 1 : 20.

Electroliza se efectuează la temperatura de 40—50°C cu o densitate de curent anodică de 1—1,65 A/dm^2. Temperatura de electroliză nu trebuie să depăşească 70—75°C.

Soluţia de cianură complexă de aur şi potasiu din spaţiul anodic este evaporată apoi în capsule de porţelan, cu ajutorul lămpilor infraroşii, în jurul temperaturii de 100°C.

Evaporarea soluţiei se efectuează pînă la formarea pe suprafaţa lichidului a unei pojghiţe de cristale. După aceea se întrerupe încălzirea şi soluţia se răceşte pînă la temperatura camerei.

Separarea cristalelor de soluţie se face cu creuzet filtrant G$_3$. După filtrare cristalele pot fi spălate cu o cantitate foarte mică de apă distilată, răcită la circa 4°C (100 ml apă la 1 kg de cianură de aur şi potasiu).

Sarea obţinută este trecută apoi la uscare folosind tot încălzirea cu lămpi infraroşii. Temperatura de uscare este de 100—120°C.

S-a constatat că electrolitul de aurire dură mai poate fi preparat folosind soluţia de cianură complexă de aur şi potasiu rezultată la electroliză, înlăturîndu-se astfel operaţia suplimentară de evaporare a soluţiei şi de uscare a cristalelor. Acest mod de preparare dă rezultate bune cu condiţia ca soluţia de la electroliză să nu depăşească 2% cianură de potasiu liberă.

Metoda de determinare a aurului se bazează pe reducerea Au^{3+} la Au^{+} cu iodură de potasiu şi titrarea iodului pus în libertate din această reacţie cu soluţie de $Na_2S_2O_3$ 0,1 n.

Metoda de determinare a nichelului se bazează pe reducerea în prealabil a aurului la forma metalică şi determinarea după aceea a nichelului cu dimetilglioxină în mediul amoniacal.

Aşadar, electrolitul de obţinere a aliajului aur-nichel cercetat prezintă următoarele avantaje : electroliza se efectuează la temperatura camerei ; lucrează cu densităţi de curent relativ ridicate ; depunerile obţinute au un luciu avansat chiar după un timp îndelungat de electroliză ; compoziţia şi calitatea depunerilor sînt în foarte mică măsură influenţate de variaţia compoziţiei electrolitului ; la prepararea electrolitului se foloseşte sulfatul de nichel uşor de procurat.

BIBLIOGRAFIE

[1] Patent britanic nr. 931.638, iulie 17, 1963 fide C.A., nr. 10, 1963, p. 10992.

[2] Patent britanic nr. 921.960, martie 27, 1963 fide C.A., nr. 1, 1963, p. 2241.

[3] Patent britanic nr. 919.463, februarie 27, 1963 fide C.A., nr. 12, 1963, p. 12182.

[4] Patent britanic nr. 913. 356, decembrie 19, 1962 fide C.A., nr. 7, 1963, p. 6456.

[5] Patent belgian nr. 620.596, august 14, 1962 fide C.A., nr. 9, 1963, p. 8657.

[6] Patent belgian nr. 620.597, august 14, 1962 fide C.A., nr. 9, 1963, p. 8636.

[7] Patent S.U.A. nr. 3.620.217, februarie 6, 1962 fide Ref. jurn. him., nr. 5, 1963, p. 189.

[8] Patent belgian nr. 354.643, iulie 15, 1961 fide Ref. jurn. him., nr. 15, 1962, p. 201.

[9] Patent S.U.A. nr. 2.967.135, iulie 3, 1961 fide Ref. jurn. him., nr. 2, 1962, p. 169.

CZ 621.785.53 (09)

Realizări în domeniul nitrurării gazoase cu încălzire prin c.i.f.

Ing. M. OGEA

Institutul de cercetări tehnologice pentru construcţii de maşini

Faţă de alte tratamente termochimice, nitrurarea prezintă următoarele avantaje : temperatura joasă în cursul procesului evită pericolul deformării pieselor ; este un tratament final şi în special nu necesită călire ulterioară (ca la tratamentul de carbonitrurare sau la cementarea la temperaturi înalte) care duce la deformarea şi adesea la fisurarea şi crăparea pieselor. Structura miezului pieselor nu este modificată în timpul tratamentului, în timpul exploatării stratul nitrurat îşi păstrează calităţile de duritate, rezistenţă la uzură şi la oboseală chiar şi în medii corozive la temperaturi ridicate (pînă la cca. 600°C).

Nitrurarea prezintă însă şi două dezavantaje importante : durata procedeului clasic este exagerat de mare ; nitrurarea obişnuită impune folosirea unor oţeluri aliate cu elemente speciale, care să formeze nitruri dure şi cît mai stabile la temperaturi înalte. Pentru a evita aceste dezavantaje s-au propus diferite procedee de accelerare a procesului prin : folosirea unor catalizatori lichizi (anilină, piridină, nitrobenzen etc.), gazoşi (oxid de azot, clor, cloruri etc.), solizi (magnezită, oxid de magneziu, aşchii de cupru, feroaliaje, nisip de rîu activat etc.), schimbarea regimului de temperatură (nitrurarea în trepte etc.), întrebuinţarea metodelor fizice cu influenţă asupra proprietăţii de absorbţie a azotului de către oţel sau asupra activităţii azotului atomic (nitrurarea cu ultrasunete, cu raze ultraviolete, descărcări luminiscente, curenţi de înaltă frecvenţă, ionizarea amoniacului etc.).

Indiferent de procedeul care se aplică, factorii care influenţează procesul nitrurării sînt : compoziţia chimică a oţelului, gradul de disociere a amoniacului, temperatura de încălzire, durata de menţinere şi viteza de răcire.

Lucrările de cercetare efectuate în condiţii de laborator, la I.C.T.C.M., şi-au propus ca scop accelerarea procesului de nitrurare gazoasă cu încălzire pătrunsă, prin inducţie, cu curenţi de radiofrecvenţă, pe cîteva mărci de oţeluri.

Experimentările s-au executat pe epruvete sub formă de bucşe cu diametrul exterior de 30 mm, lungimea de 25 mm şi diametrul interior de 16 mm, din următoarele mărci de oţel : 38 MoCA 09 ; 40 C 10 ; OLC 45 şi 41 MoC 11. Au mai fost nitrurate prin acest procedeu cămăşi de pompe canadiene (lainere), pentru industria petrolieră, executate din oţel 38 HMIuA.

În vederea nitrurării, suprafeţele supuse tratamentului au fost rectificate, degresate şi măsurate pe două diametre perpendiculare cu precizie de ± 1 μm. Măsurările s-au repetat şi după nitrurare.

Tratamentele termice prealabile ale epruvetelor sînt date în tabela 1.

Toate epruvetele au fost prevăzute cu găuri pe partea frontală, pentru fixarea sudurii ter-

Tabela 1

Marca oțelului	Modul de execuție	Călire		Revenire	
		Încălzire	Răcire	Încălzire	Răcire
38Mo CA09	forjate	—	—	—	—
40 C 10	strunjite din bară	840—860°C	ulei	550—600°C	apă
OLC 45	strunjite din bară	820—940°C	apă	550—600°C	aer
41MoC11	strunjite din bară	830—850°C	ulei	550—600°C	apă

mocuplului în vederea măsurării temperaturii de nitrurare.

Compoziția chimică și duritatea epruvetelor supuse nitrurării sînt date în tabela 2.

Încălzirea epruvetelor pentru nitrurare s-a făcut cu curenți de inducție la frecvența de 250 kHz (generator cu lămpi LGZ—30), într-un inductor închis. Răcirea s-a făcut în inductor în curent de gaz pînă la temperatura de 100° C, timp de circa 20 min.

Nitrurarea s-a făcut prin trecerea unui curent de amoniac peste epruvetele din oțel încălzite prin c.i.f., la anumite temperaturi și durate. În timpul procesului de nitrurare au fost menținute constante : gradul de disociere, presiunea gazului și condițiile de răcire.

Tabela 2

Marca oțelului	Elementele, %								Duritatea HV (40 kgf)
	C	Mn	Si	Cr	Mo	Al	P	S	
38 MoCA 09	0,38	0,54	0,30	1,45	0,24	0,99	—	0,012	213
40 C 10	0,44	0,78	0,19	1,20	—	—	—	-	365—410
OLC 45	0,43	0,73	0,30	—	—	—	0,021	—	246—288
41 MoC 11	0,45	0,53	0,25	1,10	0,20	—	—	0,012	303—314

S-a urmărit influența temperaturii și duratei asupra durității, adîncimii și fragilității stratului de difuzie, precum și asupra deformațiilor.

Instalația de laborator pentru nitrurare este reprezentată în figura 1 (*1* — butelie de amoniac ; *2* — regulator fin ; *3* — vas cu $CaCl_2$; *4* — inductor etanș format din spira inductoare, înveliș de cupru și tub de ceramică ; *5* — epruvetă ; *6* — termocuplu ; *7* — milivoltmetru indicator de temperatură ; *8* — tuburi de legătură ; *9* — tub de sticlă gradat ; *10* — vas cu apă ; *11* — manometru ; *12* — robinet cu două căi ; *13* — disociometru ; *14* — vas pentru scurgerea apei).

După cum reiese din figura 1, gazul din butelia de amoniac *1* trece prin regulatorul fin *2* în vasul de uscare *3* cu $CaCl_2$, unde se deshidratează. De aici trece în inductor. Constructiv, inductorul este format dintr-un înveliș etanș din tablă de cupru, de formă cilindrică, prevăzut în ambele capete cu capace, care permit introducerea pieselor și a termocuplelor și racordarea tuburilor pentru scurgerea gazului. În interior se găsește spira inductoare *4* și tubul de ceramică în care se introduc cele două epruvete *5*. Pe partea frontală a epruvetelor se fixează sudurile termocuplelor *6* legate la cele două milivoltmetre, care măsoară simultan temperatura epruvetelor introduse în inductor pentru nitrurare. Termocuplele au fost protejate împotriva nitrurării cu silicat de sodiu și talc și izolate cu bandă de sticlă. În același fel au fost protejate și capacele inductorului împotriva acțiunii amoniacului.

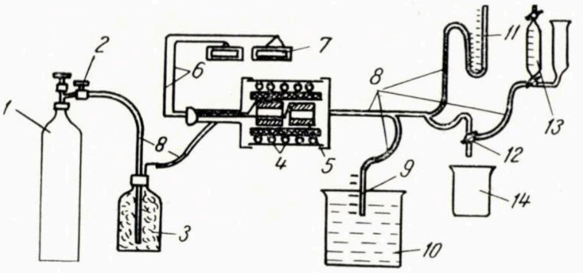


Fig. 1

Din inductor gazele disociate au fost conduse spre un vas cu apă *10* atît pentru reglarea presiunii, cît și pentru epurarea lor. Prin altă ramură ele au fost conduse spre manometrul *11*, iar printr-o a treia și un robinet cu două căi *12*, la disociometru *13*, pentru determinarea gradului de disociere a gazelor folosite.

Influența temperaturii procesului a fost studiată prin menținerea la o durată constantă de timp, de 3 h, a epruvetelor din oțel 38 MoCA 09, 40 C 10 și OLC 45, la 500, 600 și 700°C, temperatura fiind reglată cu o precizie de $\pm$ 10°C.

Influența duratei asupra procesului a fost studiată prin menținerea epruvetelor în inductor timp de 1,5 ; 3 și 5 h la temperatura constantă de 550°C, pentru oțelul 38 MoCA 09 şi 40 C 10, şi la temperatura de 500°C, pentru oţelul OLC 45.

Gradul de disociere a fost menţinut constant, în limitele 15—25%, la o presiune de 20—30 mm col. apă, pentru oţelurile 38 MoCA 09 şi 40 C 10 încălzite la 550° C, şi de 10—20%, pentru OLC 45 la temperatura de 500°C.

La schimbarea temperaturii gradul de disociere a variat corespunzător, după cum urmează : la 500°C a fost cuprins între 10 şi 20%, la 600°C între 20 şi 30% şi la 700°C între 50 şi 65%, la o presiune constantă de 20—30 mm col. apă.

Epruvetele nitrurate prin acest procedeu au avut o suprafaţă curată, cu un aspect frumos alb-argintat. Duritatea pe suprafaţa epruvetelor după nitrurare s-a măsurat pe aparatul tip TP, în unităţi Vikers, cu o sarcină de 5 kgf. Durităţile obţinute, măsurate pe generatoare, sînt prezentate în figura 2 în funcţie de temperatură (*a*) şi în funcţie de durată (*b*) pentru trei calităţi de oţel (*1*—40 C 10 ; *2*—OLC 45 ; *3* — 38 MoCA 09). Influenţa temperaturii de nitrurare asupra durităţii se manifestă diferit pentru cele trei mărci de oţel. Pentru oţelul 38 MoCA 09 şi 40 C 10 valorile maxime se plasează în dreptul temperaturii de 500°C, în timp ce pentru OLC 45, în dreptul temperaturii de 600°C. Cea mai mare duritate, peste 1 020 HV, a atins-o oţelul 38 MoCA 09 la temperatura de 500°C, faţă de circa 500 HV, la temperatura de 700°C, şi faţă de 850 HV, în cazul încălzirii în cuptor la temperatura de 500°C.

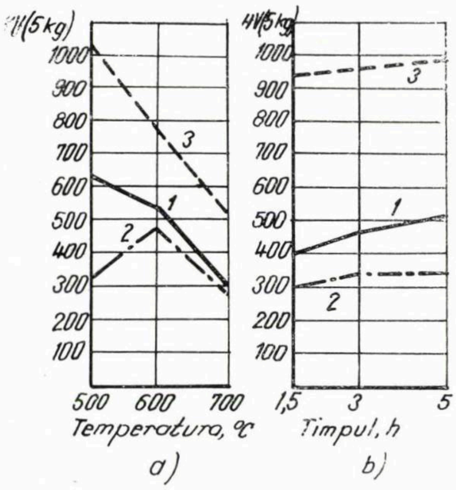


Fig. 2

Temperatura de nitrurare în cazul încălzirii c.i.f. influenţează procesul în acelaşi sens ca şi în cazul încălzirii în cuptor. În cazul încălzirii prin inducţie desfăşurarea procesului se face mai intens decît în cazul încălzirii clasice.

Microstructura stratului nitrurat cu încălzire c.i.f. se compune din faza ε la suprafaţă şi faza ε + γ′ în straturile mai adînci avînd separări mici de nitruri (uneori sub forma unor nervuri). Mărirea temperaturii la 600°C duce la apariţia în strat a eutectoidului şi la scăderea sensibilă a microdurităţii fazei γ′, iar la 700°C scade microduritatea fazelor ε, γ′ şi a eutectoidului.

Influenţa duratei procesului de nitrurare prin c.i.f. după cum rezultă din figura 2, *b* se manifestă printr-o creştere mai accentuată în primele 3 h. În funcţie de calitatea oţelului durităţile cele mai mari revin oţelului 38 MoCA 09 (930, 960 şi 980 HV, corespunzător duratelor de 1,5 ; 3 şi 5 h). Urmează oţelul 40 C 10 şi OLC 45.

Deformaţiile după nitrurare au o importanţă deosebită, deoarece acest tratament se aplică de obicei pieselor finite, după rectificare. Deformarea pieselor nitrurate se datorează procesului de acumulare de azot la suprafaţa piesei şi de formare a unor noi constituenţi structurali (nitruri), în straturile superficiale, cantitatea acestora fiind cu atît mai mică, cu cît temperatura şi durata de nitrurare sînt mai scăzute.

Influenţa temperaturii şi a duratei de nitrurare asupra deformaţiilor epruvetelor din oţel 38 MoCA 09, 40 C 10 şi OLC 45 se vede în figurile 3, *a* şi *b*.

Deformaţiile epruvetelor din oţel 38 MoCA 09 pentru temperaturi cuprinse între 500 şi 700°C la o durată de 3 h se găsesc între valorile 0,017 şi 0,034 mm, ale epruvetelor din oţel 40 C 10, între 0,018 şi 0,038 mm, şi ale epruvetelor din OLC 45, între 0,020 şi 0,055 mm, după cum rezultă din figura 3 (*1* — 40 C 10 ; *2* — OLC 45 ; *3* — 38 MoCA 09).

Curba deformaţiilor oţelului OLC 45 s-a plasat sub celelalte două, deoarece temperatura de nitrurare a fost mai scăzută (500 faţă de 550°C).

Graficul adîncimii stratului nitrurat în funcţie de temperatură şi de durată pentru oţelurile 40 C 10 şi 38 MoCA 09 este dat în figurile 4, *a* şi *b* (*1* — 40 C 10 ; *2* — 38 MoCA 09).

După cum rezultă din grafic, grosimea stratului de difuzie la oţelul 38 MoCA 09 pentru o încălzire de 3 h are valori cuprinse între 0,18 şi 0,27 mm, corespunzător variaţiei temperaturii între 500 şi 700°C. O creştere a adîncimii stratului nitrurat se observă şi în cazul variaţiei duratei (fig. 4, *b*), aceasta fiind mai accentuată pînă la durata de 3 h, avînd valori cuprinse între 0,10 şi 0,18 mm pentru oţelul 38 MoCA 09, corespunzător duratei de 1,5—5 h.

Variaţia microdurităţii stratului nitrurat se dă în figura 5 (*1* — 40 C 10 ; *2* — 38 MoCA 09). Aceasta a fost determinată cu microdurimetrul de tip Hanemann, montat pe bancul metalografic Zeiss, folosind sarcini de 40 şi 75 g la o menţinere de 15 s.

Se observă că valorile maxime ale microdurităţilor pe stratul nitrurat se plasează deasupra durităţilor, la suprafaţa epruvetei.

La analizarea fragilităţii stratului nitrurat, făcută pe cale vizuală, constînd din controlul microscopic al amprentelor vîrfului de diamant, s-a constatat că în jurul amprentelor nu au apărut fisuri la nici una din probe.

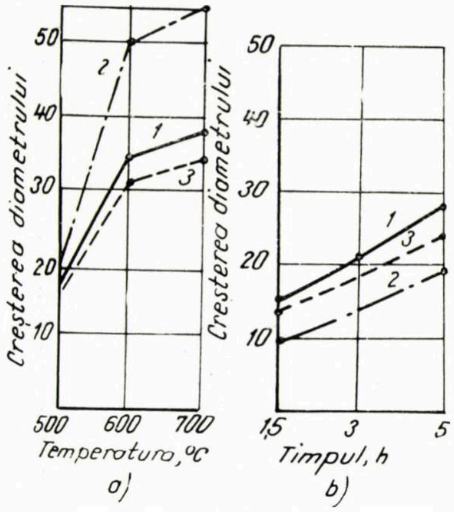


Fig. 3

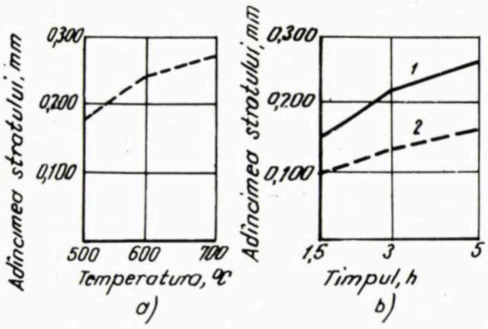


Fig. 4

În figurile 6, *a*, *b* şi *c* se dau microstructurile stratului nitrurat pentru cele trei mărci de oţel (*a* — 38 MoCA 09 ; *b* — 41 MoC 11 ; *c* — 40 C 10 ; ×400).

Experimentări de nitrurare s-au efectuat şi pe cămăşi de pompe canadiene pentru industria petrolieră, cu parametrii următori : durata —3 h ; temperatura — 550°C ; gradul de disociere al amoniacului — circa 20 % ; presiunea — 15 — 20 mm col. apă ; răcirea în inductor în curent de amoniac — pînă la 100°C, timp de 15 min.

Rezultatele obţinute sînt următoarele : adîncimea stratului de difuzie — circa 0,220 mm, duritatea pe suprafaţă — 946 HV (5 kgf) şi microduritatea maximă în strat — circa 1 400 HV. Microstructura stratului nitrurat se vede în figura 6, *d* (× 400).

În ceea ce priveşte nitrurarea de scurtă durată, urmată de călire, s-au făcut o serie de experimentări pe oţelurile 41 Mo C 11 şi 40 C 10.

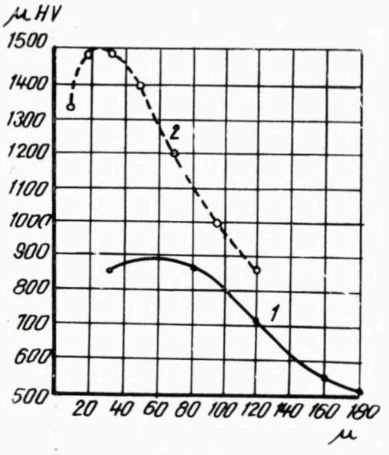


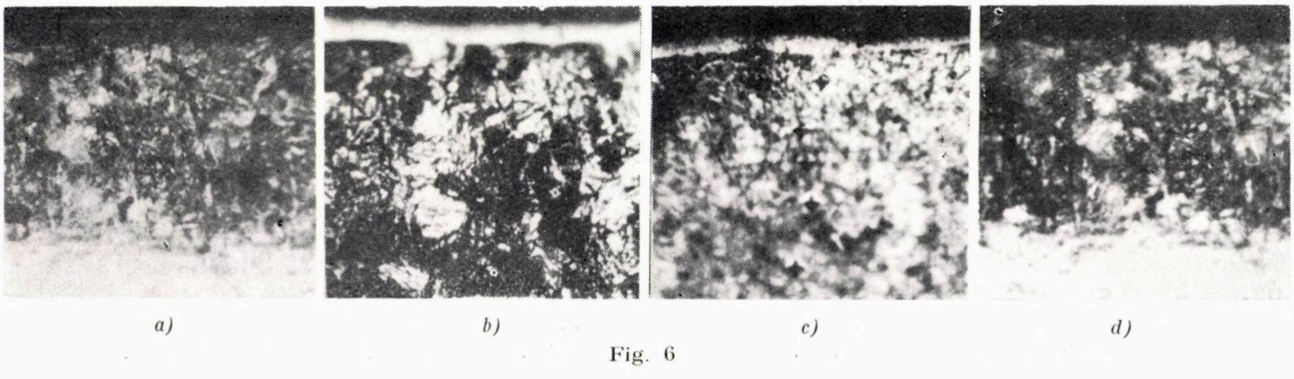
Fig. 5

Acestea au urmărit obţinerea unui strat nitrurat la suprafaţa epruvetelor într-un timp scurt, mărindu-se în acelaşi timp temperatura.

Epruvetele au fost nitrurate timp de 10 min, la temperatura de 650 °C, gradul de disociere de 50 % şi presiunea amoniacului de 30 mm col. apă.

Răcirea s-a făcut în apă, direct de la temperatura de nitrurare, iar revenirea s-a făcut la 500°C, timp de o oră, urmată de răcire în aer.

După acest tratament stratul superficial a avut o grosime de 0,008 — 0,010 mm şi o duritate superficială de 510 HV (5 kgf) la oţelul 38 MoCA09, de 470 HV (5 kgf) la oţelul 41 MoC 11 şi de 450 HV (5 kgf) la oţelul 40 C 10.



a) *b)* *c)* *d)*

Fig. 6

Alte experimentări de nitrurare de scurtă durată au fost făcute pe cele trei mărci de oțeluri indicate mai sus. Durata de nitrurare a fost de 2 min, la temperatura de 800°C, iar timpul scurs pînă la atingerea temperaturii a fost de circa 4 min. Răcirea s-a făcut în inductor în curent de amoniac, timp de circa 22 min, pînă la atingerea temperaturii de 100°C. Gradul de disociere a fost menținut constant între 82 şi 95% la o presiune de 20—30 mm col. apă. După nitrurare s-a obținut un strat de difuzie de ordinul a 0,010 mm pentru oțelurile 41 MoC 11 şi 40 C 10 şi circa 0,005 mm, pentru oțelul 38 MoCA 09. Duritățile măsurate în unități HV (5 kgf) au fost de circa 400 HV pentru oțelurile 38 MoCA 09, de circa 380 HV, pentru oțelul 41 MoC 11, şi de 360 HV, pentru oțelul 40 C 10.

Experimentările de nitrurare gazoasă cu încălzire prin c.i.f. au demonstrat că prin acest procedeu se pot obține rezultate bune privind accelerarea procesului, realizîndu-se o reducere de ordinul a 4—6 ori a duratei, față de procedeul clasic.

Accelerarea procesului de nitrurare, în cazul încălzirii prin inducție, se poate pune pe seama formării azotului atomic activ în zona limitrofă de la suprafața metalului, ca urmare a transmiterii căldurii de la piesă spre mediul gazos spre deosebire de cazul clasic, cînd căldura se transmite dinspre pereții cuptorului spre piesa metalică.

În timp ce atomii activi se degajă la încălzirea în cuptor departe de suprafața metalică o mare parte din ei rămînînd nefolosiți, la încălzirea prin inducție se creează cele mai bune condiții transmiterii azotului din faza gazoasă în metal, locul de disociere al amoniacului fiind chiar la suprafața piesei.

CZ 622. 673 :621.86.065.3 (498)

Unele aspecte privind durabilitatea cablurilor din oțel fabricate în țară, utilizate la instalațiile de extracție minieră

Ing. ŞT. NOVAC, Institutul de cercetări metalurgice
dr. ing. N. MEREŢ şi ing. ROZALIA IUŞAN Institutul de cercetări miniere

Cablurile din oțel reprezintă unul din produsele metalurgice deosebit de importante pentru industria minieră extractivă. Căile de îmbunătățire a calității cablurilor de extracție trebuie să țină seamă şi de condițiile în care ele sînt puse să lucreze, precum şi de modul de comportare a lor în exploatare. De aceea, în articolul de față se vor prezenta unele aspecte rezultate din examinarea comportării în exploatare a cablurilor din oțel de la mai multe instalații de extracție minieră din țară.

Lipsa, în general, a datelor statistice în legătură cu această problemă a determinat ca în anul 1964 să se întreprindă o anchetă la principalii consumatori de cabluri din industria minieră (tabela 1).

Rezultatele prelucrării materialului statistic din această anchetă vor constitui baza analizei unora din aspectele legate de durabilitatea în exploatare a cablurilor.

În prezent, în industria minieră se obişnuieşte a se utiliza, ca indice de durabilitate a cablurilor de extracție, durata de exploatare — din momentul montării pînă în momentul scoaterii din uz — exprimată în luni. Acest indice de durabilitate nu exprimă însă în mod real capacitatea de lucru a cablurilor, deoarece nu ține seamă de o serie de factori de exploatare importanți, care influențează durabilitatea, cum sînt : ritmul de extracție, adîncimea de la care se face extracția, cantitatea de material transportat etc. Aceasta explică şi dispersia mare a valorilor acestui indice de durabilitate, care la cablurile analizate în cadrul anchetei este de la 5 luni pînă la peste 30 luni, cum rezultă din figura 1, în care este reprezentată histograma frecvenței relative a cablurilor în funcție de durabilitatea exprimată în luni.

Tabela 1

Unitatea minieră	Numărul de instalații	Numărul de cabluri
Combinatul carbonifer Valea Jiului (C.C.V.J.)	21	32
Trustul minier Deva (T.M.D.)	10	35
Trustul minier Baia-Mare (T.M.B.M.)	10	19
Întreprinderea minieră Barza (I.M.B.) fost Trustul Aurului Brad	11	44
Total	52	130

Un indice de durabilitate, care ține seamă de factorii de exploatare enumerați mai sus, este lucrul mecanic specific, exprimat în tf km/kg cablu. Lucrul mecanic specific reprezintă produsul dintre sarcina totală extrasă, în tf, și înălțimea de ridicare, în km, raportat la greutatea cablului, în kg. Acest indice prezintă și avantajul că inversul său, exprimat în kg cablu/tf km, poate fi utilizat ca indice de consum pentru cabluri de extracție.

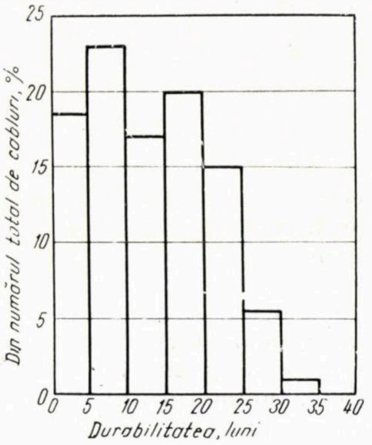


Fig. 1

Beneficiarul de cabluri este interesat să extragă cu același cablu o cantitate cît mai mare de materiale. Acest raționament stă de fapt la baza calculului eficienței economice a utilizării cablului respectiv. Prin urmare, acel indice de durabilitate va fi mai corect, care va fi în mai mare măsură dependent de cantitatea totală extrasă. La limită, dacă indicele de durabilitate i este direct proporțional cu cantitatea extrasă Q, se poate scrie :

$$Q = k\,i,$$

de unde :

$$k = \frac{Q}{i},$$

în care k este un coeficient de proporționalitate. În realitate durabilitatea (deci indicele de durabilitate) este determinată și de alți factori. Prin urmare, valorile lui k trebuie să aibă o anumită dispersie. Este ușor de înțeles că, cu cît dispersia valorilor lui k este mai mică, cu atît se poate vorbi de o legătură mai strînsă între variabilele Q și i.

Cablurile examinate în anchetă sînt de două tipuri : cabluri de tip normal cu contact punctiform *NP* și cabluri cu contact liniar de tip *NL*. Dacă se calculează valoarea medie a coeficientului k separat pentru cele două tipuri de cabluri — indicele de durabilitate fiind exprimat în luni — se obține valoarea 9 000 pentru cabluri tip *NL* și 20 000 pentru cabluri tip *NP*. După cum se vede, valoarea medie a coeficientului k variază în acest caz de la simplu la dublu. Dacă durabilitatea exprimată în luni ar fi proporțională cu cantitatea extrasă, valoarea coeficientului k nu ar trebui să difere prea mult de la un tip de cablu la altul, deoarece ea reprezintă cantitatea medie extrasă pe lună, care este o caracteristică oarecum constantă a instalației de extracție și nu este în funcție de tipul cablului. Rezultă clar că dispersia mare a valorilor lui k, în acest caz, se datorește lipsei de proporționalitate dintre cantitatea extrasă și durabilitatea exprimată în luni.

Dacă se calculează însă valoarea medie a coeficientului k separat pentru cele două tipuri de cabluri — indicele de durabilitate fiind exprimat în lucru mecanic specific — se obține valoarea 1 100, în cazul cablurilor tip *NL*, și 1 200, în cazul cablurilor tip *NP*. După cum se vede, valorile obținute sînt foarte apropiate, ceea ce evidențiază o proporționalitate destul de strînsă între cantitatea extrasă și lucrul mecanic specific al cablului. Valoarea coeficientului k nu poate diferi prea mult de la un tip de cablu la altul, deoarece ea reprezintă kg cablu pe km adîncime de extracție, ceea ce practic nu depinde de tipul de cablu.

Concluziile de mai sus sînt confirmate și de rezultatele unei analize statistico-matematice, făcută pe baza datelor aceleiași anchete. Valoarea coeficientului de corelație simplă dintre cantitatea de material extrasă și durabilitatea cablurilor — exprimată în luni — este mult mai mică decît cea în cazul în care durabilitatea este exprimată în lucru mecanic specific (0,35 față de 0,73). Se știe că valoarea absolută a coeficientului de corelație simplă poate varia între 0 și 1. Cu cît valoarea acestuia este mai aproape de 1, cu atît influența reciprocă a celor doi factori analizați este mai puternică, iar cu cît această valoare este mai apropiată de 0, cu atît legătura dintre factorii analizați este mai slabă. În cazul de față coeficientul de corelație 0,73 exprimă o legătură relativ strînsă între cantitatea de materiale extrasă și durabilitatea exprimată prin lucrul mecanic specific efectuat de cablu. Nu se poate spune același lucru cu privire la legătura dintre cantitatea de material extras și durabilitatea exprimată în luni, cînd valoarea coeficientului de corelație este 0,35.

Din cele de mai sus rezultă că indicele de durabilitate, exprimat prin lucrul mecanic specific efectuat de cablu, reflectă mult mai exact capacitatea de lucru a acestuia, decît indicele de durabilitate exprimat în luni. De aceea, în cele ce urmează durabilitatea cablurilor se va da în tf km/kg cablu.

Analizîndu-se durabilitatea medie a cablurilor la fiecare unitate minieră în parte, pe tipuri de cabluri, se constată diferențe foarte mari [1]. Într-adevăr, așa cum rezultă din figura 2, în care este reprezentată durabilitatea medie a cablurilor în funcție de tipul lor și de unitatea minieră la care sînt folosite, durabilitatea medie a cablurilor de tip *NP* este de peste trei ori mai mare la Combinatul carbonifer Valea Jiului decît la Trustul minier Deva, iar durabilitatea medie a cablurilor tip *NL* este, la Trustul minier Deva, de două ori mai mare decît la Întreprinderea minieră Barza. Probabilitatea dirijării diferențiate a cablurilor din punct de vedere calitativ, în sensul ca anumite unități să primească numai cabluri de calitate superioară, iar altele numai cabluri cu durabilitate scăzută, este foarte mică. Rezultă că diferența mare a durabilității medii a cablurilor, de la o unitate minieră la alta, se datorește în primul rînd condițiilor locale de exploatare.

Dacă se compară durabilitatea celor două tipuri de cabluri pe ansamblul cablurilor luate în considerare în anchetă, se constată că durabilitatea medie a cablurilor tip *NP* este de 230 tf km/kg, în timp ce cea a cablurilor de tip *NL* este de numai 94 tf km/kg. La prima vedere s-ar părea că tipul de cablu *NP* este calitativ superior celui de tip *NL*. Dacă se compară însă durabilitatea medie a celor două tipuri de cabluri utilizate în cadrul aceleiași unități miniere (de ex.: Trustul minier Deva), se constată că ea este cu peste 80% mai mare la cablurile tip *NL*, față de cea a cablurilor tip *NP*. Aceasta corespunde prevederilor teoretice, precum și experienței practice a țărilor cu industrie minieră puternic dezvoltată, așa cum rezultă din literatura de specialitate [2].

Durabilitatea sporită a cablurilor de tip *NL* față de cele de tip *NP* a determinat și în țara noastră extinderea și generalizarea utilizării cablurilor cu contact liniar la instalațiile de extracție minieră. În prezent este în curs de experimentare, la Combinatul carbonifer Valea Jiului, utilizarea unor tipuri noi de cabluri cu contact liniar, cum sînt cele de tip Warrington-Seale (W-S), care au o durabilitate mai mare decît a celor de tip *NL*, atunci cînd uzura prin frecare nu este factorul hotărîtor care determină scoaterea lor din uz.

În țara noastră cablurile se produc la două fabrici: „Cablul românesc" din Ploiești (C.R.) și „Fabrica de radiatoare și cabluri" din Brașov (F.R.C.). Din analiză rezultă că industria minieră primește cam în egală măsură cabluri de la ambele fabrici, și anume: în 52% din cazuri de la „Cablul românesc" și în 48% din cazuri de la „Fabrica de radiatoare și cabluri". Pentru a se vedea cum se comportă în exploatare cablurile provenite de la cele două fabrici, s-a calculat durabilitatea medie a lor, separat pentru cele două tipuri *NP* și *NL*. Pentru a se elimina influența condițiilor locale de exploatare asupra variației durabilității, s-au luat în considerare cablurile de același tip, utilizate în cadrul aceleiași întreprinderi miniere, dar provenite de la cele două fabrici. În această situație sînt cablurile de tip *NP* de la Trustul minier Deva și cele de tip *NL* de la Intreprinderea minieră-Barza. Așa cum se vede în figura 3, în care se dă durabilitatea cablurilor în funcție de proveniența și tipul lor, durabilitatea cablurilor de tip *NL*, provenite de la cele două fabrici, este practic aceeași, în timp ce durabilitatea cablurilor de tip *NP*, provenite de la ambele fabrici, este sensibil diferită. Aceasta s-ar putea datora faptului că toroanele cablurilor de tip *NL* se fabrică dintr-o singură operație, iar cele de tip *NP*, din mai multe operații succesive, ceea ce ar putea să ducă la tensiuni de întindere diferite în straturile de sîrmă ale toronului și deci la solicitarea lor neuniformă în timpul exploatării cablului. De aceea este necesar ca întinderea sîrmelor la toronare să se determine în mod obiectiv cu ajutorul unor aparate de măsură și nu în mod subiectiv, după aprecierea muncitorului de la mașina de toronat, cum se practică în prezent.

În timpul lucrului, cablul de extracție este supus la îndoiri și desdoiri succesive sub sarcină, adică este solicitat la oboseală. Se știe că, cu cît tensiunile datorite solicitărilor alternate sînt mai mari, cu atît ruperea epruvetei supuse la oboseală se produce mai devreme. În cazul cablurilor de extracție tensiunile sînt cu atît mai mari, cu cît raportul dintre diametrul organului de înfășurare și diametrul cablului este mai mic. De aceea, Normele de tehnică a securității muncii din industria minieră (N.T.S.) prescriu valoarea minimă admisibilă a acestui raport. Analizînd durabilitatea cablurilor din anchetă în funcție de valoarea raportului dintre diametrul moletei D_m și diametrul cablului d, se constată că durabilitatea lor crește o dată cu valoarea acestui raport. Se observă, de asemenea, că durabilitatea crește mai repede la valori ale raportului $D_m : d$ mai mari de 100. Aceasta rezultă clar din figura 4, în care se dă durabilitatea medie a cablurilor în funcție de raportul $D_m : d$. Rezultă că este indicat a se utiliza cablurile în condițiile la care valoarea raportului dintre diametrul organului de înfășurare și diametrul cablului să fie mai mare de 100.

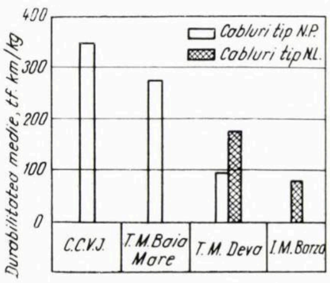


Fig. 2

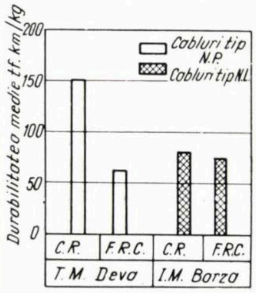


Fig. 3

Din histograma frecvenței relative a cablurilor în funcție de valoarea raportului $D_m : d$

(fig. 5) rezultă că în peste 30% din cazuri valoarea acestui raport este sub limita minimă admisă de N.T.S., iar valori mai mari de 100 sînt numai în 3% din cazuri. Prin urmare, în condiţiile existente la unităţile miniere din anchetă, cablurile de extracţie sînt puternic solicitate la oboseală, ceea ce limitează durabilitatea lor.

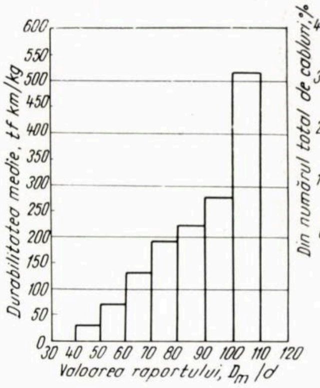


Fig. 4

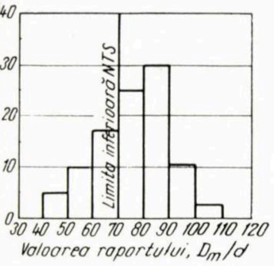


Fig. 5

Un alt factor care provoacă deteriorarea cablurilor în exploatare şi limitează durabilitatea acestora este uzura prin frecare. La cablurile de extracţie ea se produce în mod mai accentuat la trecerea peste moletă. Se ştie că prin încovoierea cablului în jurul organului de înfăşurare, toroanele şi sîrmele îşi modifică poziţia relativă, alunecînd unele pe lîngă altele. În felul acesta se produce uzura prin frecare între sîrme şi între toroane. În acest mod se uzează cablul atît pe tobă, cît şi pe moletă. Datorită forţelor de inerţie care apar la accelerarea şi la frînarea deplasării cablului, moleta are o mişcare relativă în ambele sensuri faţă de cablu, şi anume: la accelerare moleta rămîne în urmă, iar la frînare cablul rămîne în urmă. Din acest motiv, precum şi pentru faptul că la o extracţie numărul de îndoiri şi dezdoiri ale cablului este de două ori mai mare pe moletă decît pe tobă, cablul se uzează mai puternic la trecerea peste moletă. Pentru a se obţine aproximativ acelaşi grad de uzură a cablului pe moletă ca şi pe tobă, Jitkov [2] recomandă ca diametrul moletei să fie cu 20–25% mai mare decît cel al tobei.

Un mijloc frecvent utilizat în practică pentru reducerea uzurii prin frecare la trecerea cablului peste moletă constă în căptuşirea şanţului acesteia cu materiale elastice dar de duritate mult mai mică decît cea a sîrmelor din cablu. Modul cum influenţează căptuşirea şanţului moletei asupra durabilităţii cablurilor rezultă din figura 6, în care se prezintă durabilitatea medie a cablurilor care au lucrat pe molete necăptuşite în comparaţie cu cea a cablurilor care au lucrat pe molete căptuşite cu lemn, piele sau cauciuc. Pentru a se elimina influenţa tipului de cablu, precum şi a condiţiilor locale de exploatare asupra durabilităţii, s-au luat în considerare numai cablurile de tip *NP* utilizate la Trustul minier Deva. După cum se vede, durabilitatea cablurilor care au lucrat pe molete căptuşite este aproape de trei ori mai mare decît a celor care au lucrat pe molete necăptuşite. Rezultă deci că este indicat a se căptuşi şanţul moletelor cu materiale care să reducă uzura prin frecare a cablurilor, contribuind prin aceasta la mărirea rezistenţei lor la oboseală.

Analizînd frecvenţa cablurilor din anchetă în funcţie de materialul de căptuşire a şanţului moletei (fig. 7), se constată că în peste 30% din cazuri, şanţul moletei este necăptuşit. Aceasta influenţează negativ durabilitatea cablurilor respective.

Din analiza făcută se pot desprinde următoarele concluzii:

— Indicele de durabilitate a cablurilor, exprimat în luni, utilizat în prezent în industria minieră, nu reflectă în mod corespunzător capacitatea de lucru a acestora.

— Se recomandă utilizarea drept indice de durabilitate lucrul mecanic specific (tf km/kg cablu) care exprimă mai corect capacitatea de lucru a cablului, prezentînd şi avantajul că inversul său (kg cablu/tf km) poate fi utilizat ca indice de consum de cabluri.

— Condiţiile locale de exploatare a cablurilor diferă foarte mult de la o unitate minieră la alta, ceea ce se reflectă în durabilitatea medie mult diferită a acestora de la o unitate minieră la alta.

— Durabilitatea în exploatare a cablurilor de tip *NP* depinde în mai mare măsură de condiţiile de fabricare decît cea a cablurilor de tip *NL*.

— Raportul dintre diametrul organului de înfăşurare şi diametrul cablului determină în mare măsură rezistenţa la oboseală a acestuia, deci şi durabilitatea sa în exploatare. Cu cît valoarea acestui raport este mai mare, cu atît şi durabilitatea medie a cablurilor este mai mare. Faptul că peste 30% din cabluri sînt utilizate la valori ale acestui raport sub

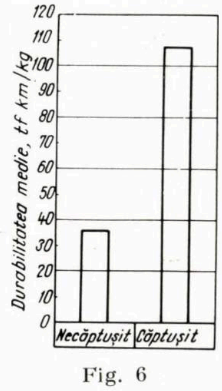


Fig. 6

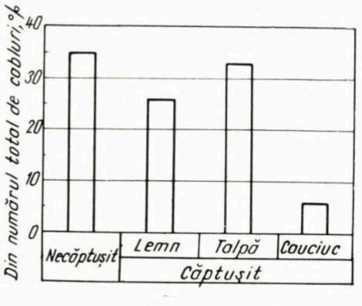


Fig. 7

limita admisă de N.T.S. explică durabilitatea relativ scăzută a cablurilor de extracție la noi în țară.

— Căptușirea șanțului moletei cu materiale care micșorează uzura prin frecare a cablului duce la mărirea substanțială a durabilității medii a acestuia. Din acest motiv nu se recomandă utilizarea moletelor necăptușite. Limita inferioară scăzută a durabilității cablurilor de extracție la noi în țară s-ar putea datora și faptului că peste 30 % din cabluri sînt utilizate pe molete necăptușite.

— Analiza statistică a factorilor care determină durabilitatea cablurilor de extracție permite să se ajungă la o serie de concluzii foarte utile atît pentru fabricarea, cît și pentru exploatarea cablurilor. De aceea, urmărirea continuă a comportării în exploatare a cablurilor de extracție și prelucrarea periodică a datelor rezultate constituie o cale eficientă de îmbunătățire continuă a calității cablurilor și a condițiilor de exploatare a lor.

BIBLIOGRAFIE

[1] Mereț N. și Novac Șt. *Utilizarea rațională a cablurilor din oțel în industrie.* București, Editura tehnică (sub tipar).

[2] Jitkov D. G. și Paspehov I. T. *Stalnie kanatî dlia podiomnotransportnîh mașin.* Moscova, Metallurghizdat, 1953.

REALIZĂRI TEHNICE

CZ 621.741.4 :621.771.2 – 2 (498)

Considerații privind turnarea cilindrilor de laminor cu fusuri conice, tip „Morgoil”, la Uzina „Victoria” — Călan

Ing. A. MITROFAN și ing. M. MARGHESCU
Uzina „Victoria” – Călan

Cilindrii de laminor care fac obiectul prezentului studiu sînt folosiți la liniile continue de laminoare de profile mici și mijlocii de la Combinatul siderurgic — Hunedoara.

Din punct de vedere constructiv acești cilindri reprezintă o noutate, deoarece se execută cu fusuri conice pentru lagăre cu film de ulei.

Realizarea acestor cilindri se impune ca o cerință economică de prim ordin întrucît pînă în prezent au fost procurați din import. Fonta pentru cilindri trebuie să aibă următoarea compoziție chimică : 3,1—3,5 % C ; 1,7 — 2,5 % Si ; 0,3—0,8 % Mn ; max. 0,05 % S ; max. 0,1 % P ; 0,3—0,6 % Mo ; 2,0—2,8 % Ni ; 0,6—1,1 % Cr.

Duritatea pe tăblie trebuie să fie de 350—430 HB, iar cea pe fus, de 250—310 HB.

Se impune ca duritatea să fie cît mai uniformă pe generatoare și circumferința tăbliei.

În secțiunea tăbliei, structura trebuie să aibă, de la suprafață spre interior, ledeburită, perlită pînă la bainită aciculară, cu grafit nodular dispersat.

La Uzina „Victoria”—Călan s-au executat trei categorii de cilindri, avînd următoarele dimensiuni : lungimea × diametrul : 615 × × 330 — 380 mm ; 636 × 340 — 390 mm ; 900 × 450 — 570 mm.

Ca agregat de topire se folosește un cubilou cu diametrul de 1 100 cu căptușeală acidă, cu aer rece, insuflat printr-un singur rînd de guri de aer la o presiune de 650—700 mm H_2O, cu funcționarea continuă și cu acumularea fontei într-un antecreuzet basculant.

Prin experimentări succesive, pentru obținerea caracteristicilor de duritate și structură, s-a stabilit următoarea compoziție chimică : 3,2—3,5 % C ; 2,0—2,5 % Si ; 0,5—0,7 % Mn ; minim. 0,04 % Mg_{rem} ; 2,4—2,6 % Ni ; 0,6— —0,9 % Cr ; 0,4—0,5 % Mo.

Fosforul nu s-a putut micșora sub 0,150 % datorită materialelor de încărcătură și a naturii procesului metalurgic, iar sulful final a fost coborît sub 0,03 %.

Pentru obținerea fontei lichide, cu compoziția chimică indicată, s-au folosit încărcăturile metalice arătate în tabela 1.

Pentru încadrarea în compoziția chimică aleasă, în afara încărcăturilor indicate în tabelă, în cubilou s-au introdus și feroaliajele necesare.

În tabela 2 se arată media durităților obținute pe tăblie și fus, pentru un număr de cilindri luați în studiu, în funcție de componența încărcăturilor folosite. Se menționează că pentru cilindrii studiaţi, analiza chimică, în cadrul aceleiaşi încărcături, nu a prezentat variaţii mai mari decît limitele admise în STAS.

Din tabelele indicate reiese că duritatea (în aceleaşi limite ale compoziţiei chimice, menţinînd constanţi ceilalţi parametri de elaborare şi modificare cu magneziu) creşte cu majorarea cantităţii de fontă Vlahiţa în încărcătura metalică.

Tabela 1

Material	Încărcătura nr., %			
	1	2	3	4
Fontă Că'an	22	14	7	7
Fontă Vlahiţa	28	36	43	50
Deşeuri proprii	14	14	14	7
Fier vechi	36	36	36	36

Pe baza datelor prezentate a fost trasată curba din figura 1. Punctele de pe diagramă reprezintă duritatea medie a unui număr de 4—6 cilindri, turnaţi din fontă elaborată cu aceeaşi încărcătură metalică şi turnaţi din aceeaşi oală.

Tabela 2

Duritate medie	Încărcătura metalică folosită, %			
	1	2	3	4
Fus	281	290	307	318
Tăblie	358	366	376	380
Nr. cilindri	18	12	16	30

Acest lucru poate fi explicat prin caracteristicile ereditare superioare ale fontelor elaborate cu mangal, ca : formă şi dispoziţie favorabilă a grafitului, conţinut de sulf şi fosfor scăzut, incluziuni nemetalice în proporţie scăzută.

S-a stabilit ca proporţia de fontă Vlahiţa în încărcătură să fie de minimum 40%.

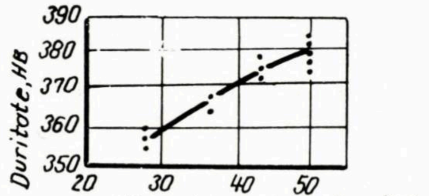


Fig. 1

Fiecare elaborare a fost minuţios pregătită, în scopul obţinerii unei temperaturi ridicate a fontei lichide. La jgheabul cubiloului temperatura fontei a variat între 1 380 şi 1 410°C, la un consum de cocs de 16—17%. La această temperatură, în scopul folosirii unei cantităţi mai mici de magneziu s-a executat o desulfurare cu sodă calcinată, într-o cantitate medie de 0,5%, care a permis reducerea procentului de sulf de la 0,07—0,08 pînă la 0,045—0,055%.

În funcţie de conţinutul în sulf al fontei după desulfurare şi de conţinutul de magneziu remanent necesar inoculării, s-a calculat cantitatea de magneziu necesară [1].

Tratarea fontei cu magneziu s-a realizat într-o oală special amenajată, cu clopot de imersie şi capac de etanşare (fig. 2 : *1* — oala de turnare ; *2* — inel de etanşare ; *3* — capac de presiune ; *4* — inel de etanşare capac ; *5* — contragreutate ; *6* — tije ; *7* — garnitură etanşare ; *8* — inel de etanşare capac ; *9* — inel protecţie gaze ; *10* — garnitură etanşare ; *11* — tija cu clopot de imersie interschimbabilă).

În cazul respectării condiţiilor indicate mai sus, această instalaţie asigură rezultate constante, cu un grad de nodulizare avansat. În figura 3 se arată microstructura (× 100, atac nital) în fusul inferior al unui cilindru cu compoziţia 3,5% C ; 2,3% Si ; 0,63% Mn ; 0,02% S ; 0,13% P ; 2,47% Ni ; 0,66% Cr ; 0,46% Mo.

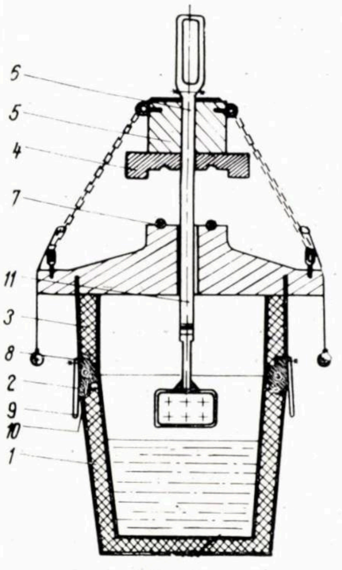
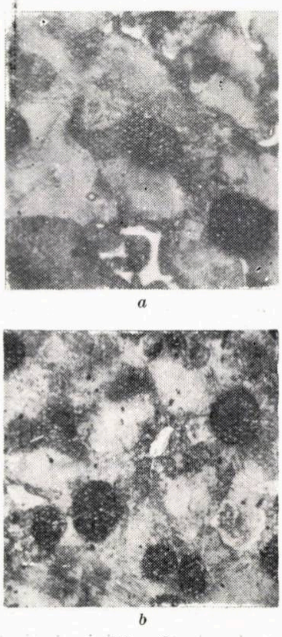


Fig. 2


a

b

Fig. 3

Profilul iniţial al cilindrilor brut turnaţi s-a stabilit prin similitudine cu cel al cilindrilor pentru laminorul de 650 mm de la C.S.H., turnaţi din fontă aliată şi semidură. Acest profil s-a obţinut în trei rame de formare, plus cochilia cu caneluri interioare pentru tăblia cilindrului. Ramele de formare pentru fusul inferior, fusul superior şi maselotă sînt formate cu amestec, iar cochilia pentru tăblie şablonată, cu un strat de amestec din nisip cuarţos şi bentonită, cu circa 20—23% umiditate, stratul de amestec de pe cochilie avînd grosimea de 6—8 mm (fig. 4).

Din literatura de specialitate și în urma încercărilor făcute, s-a confirmat faptul că, o dată cu creșterea timpului de la tratarea cu magneziu a fontei, se micșorează efectul modificator al acestuia. Acest lucru împreună cu asigurarea temperaturii (1 260—1 280°C) și a vitezei (80—100 kg/s) optime de turnare, a determinat adoptarea soluției tehnologice de turnare a doi cilindri simultan (fig. 4 : *1* — ramă pentru maselotă ; *2* — ramă fus superior ; *3* — cochilie căptușită pentru tăblie ; *4* — ramă fus inferior ; *5* — pîlnie de turnare ; *6* — piciorul pîlniei cu ramificații).

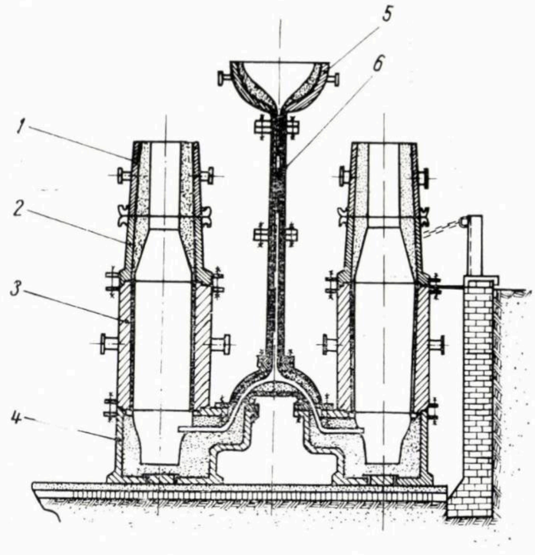


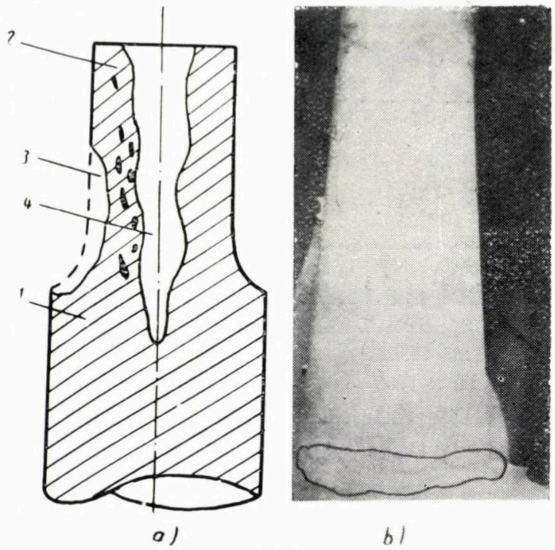
Fig. 4

Determinarea volumului maselotei, pentru acest tip de cilindri, a fost făcută conform indicațiilor din literatură pentru fontă cu grafit nodular [2].

Prin determinări experimentale, contracția volumetrică, pentru analiza chimică indicată, a fost stabilită la o medie de 9,4%.

Rezultatele obținute nu au fost însă cele așteptate, cilindrii turnați prezentînd defecte caracteristice pieselor turnate din fontă tratată cu magneziu, ca : retasuri și microretasuri axiale în fusul superior ; contracție de suprafață la racordarea tăbliei cu fusul superior (fig. 5, *a* — reprezentarea schematică a defectelor caracteristice turnării cilindrilor din fontă tratată cu magneziu : *1* — tăblia cilindrului ; *2* — fusul cilindrului ; *3* — contracția de suprafață ; *4* — retasura și microretasura secundară ; fig. 5, *b* — defectul caracteristic de contracție de suprafață în porțiunea de trecere fus superior — tăblie).

Defectele arătate au determinat în continuare schimbarea profilului cilindrului brut turnat (fig. 6), în care : D_f reprezintă dimensiunile cilindrilor finiți ; D_b — dimensiunile cilindrilor brut turnați ; $\frac{D_{fb}}{D_{tb}} = 0{,}5-0{,}6$; $\frac{H_m}{D_m} = 0{,}25-0{,}35$; $D_{tb} = D_{tf} + 15 - 20$ mm ; $L_{tb} = L_{tf} + 30 - 40$ mm ; $L_{fib} = L_{fif} + 20 - 30$ mm ; $L_{fb} = L_{ff} + 40 - 50$ mm ; R_1, R_2 constructiv = 60—80 mm.



a)   b)

Fig. 5

Limitele adaosurilor sînt funcție de dimensiunile finale ale cilindrilor, cele minime fiind însă obligatorii pentru toate tipurile de cilindri.

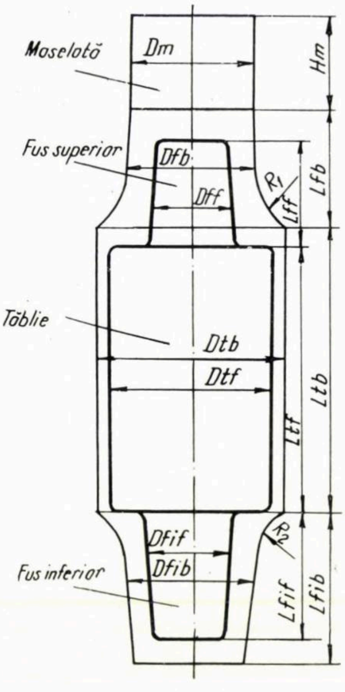


Fig. 6

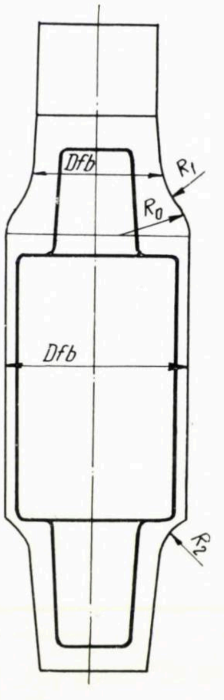


Fig. 7

În această situație, în primă fază, pentru evitarea defectelor amintite s-a adoptat soluția indicată de literatură și practicată în multe turnătorii, pentru turnarea cilindrilor cu diametre mici — înlăturarea nodului termic tăblie — fus superior $\frac{D_b \text{ fus}}{D_b \text{ tăblie}} \cong 1.$

Soluţia adoptată a dat rezultatul scontat însă consumul de metal şi manopera mare la prelucrare au dus la un efect economic nesatisfăcător.

Contracţia de suprafaţă a fost cauzată de apariţia retasurilor secundare şi microretasurilor axiale în porţiunea de trecere tăblie — fus superior.

Pentru evitarea acestor defecte, s-a adoptat soluţia reieşită din calcul şi verificată practic pentru toate tipurile de cilindri „Morgoil" (fig. 7), în care : $\frac{D_{fb}}{D_{tb}} = 0{,}7-0{,}8$; R_0 — raza sferei echivalente de contracţie, calculată pentru greutatea cilindrilor brut turnaţi. $V_0 = \frac{\beta}{100} \cdot V_b$;

$V_0 = \frac{\beta}{100} \cdot \frac{G_b}{\gamma}$; $R_0 = \sqrt[3]{K \cdot G_b}$ (dm) ; $K = \frac{6\ \beta}{8 \cdot 100 \cdot \pi \cdot \gamma}$; $\gamma = 7{,}42$ kg/dm³, determinată experimental pentru analiza chimică indicată ; $\beta = 9{,}4\%$; V_0 — volumul sferei echivalente de contracţie ; G_b — greutatea cilindrului brut turnat ; K — — 0,003.

Pentru siguranţa evitării retasurii primare, situată întotdeauna în zona de trecere fus superior — maselotă, s-a adoptat soluţia menţinerii un timp mai îndelungat a metalului lichid în maselotă, prin alimentarea maselotei cu fontă lichidă, fără prescripţii de analiză, dar cu o temperatură de 1 350—1 400°C, elaborată în cubilouri cu diametrul de 700 mm.

Respectînd condiţiile tehnologice enunţate mai sus s-a reuşit turnarea cilindrilor fără defecte, care în exploatare, pînă în prezent, au o comportare apropiată de a celor din import.

BIBLIOGRAFIE

[1] Ştefănescu Cl. *Noutăţi in turnătorie.* Bucureşti Editura C.C.S., p. 192—195.

[2] Vaşcenko K. I. şi Sofroni L. *Fontă cu grafit nodular.* Bucureşti, Editura tehnică, 1957, p. 263—283.

CZ 621.741.55 :621.332.352

Realizarea clemelor din alamă silicioasă pentru electrificarea căilor ferate

Ing. N. ŞERBAN şi ing. M. SACHELARIE
Institutul de cercetări tehnologice pentru construcţii de maşini

Continuitatea firului de contact, alimentarea lui cu curent şi suspendarea de cablurile de susţinere se realizează la căile ferate electrificate prin intermediul unor piese din alamă denumite „cleme".

Acestor piese li se cer condiţii de calitate deosebite, deoarece ele trebuie să asigure siguranţa exploatării liniei şi securitatea circulaţiei.

Clemele au forme diferite şi sînt piese mici a căror greutate este cuprinsă între 0,1 şi 0,6 kg/buc.

Conform normativului sovietic s-a adoptat pentru confecţionarea acestor cleme alama LK-80-3 L (GOST 1019—47) cu caracteristicile indicate în tabela 1.

Alama silicioasă este întrebuinţată pe scară largă în turnătoriile de piese, la executarea celor mai variate repere, datorită considerentelor de ordin tehnic şi economic rezumate mai jos [1].

Din punct de vedere al elaborării şi turnării, alama cu siliciu are o temperatură de topire coborîtă (890°C) şi o fluiditate cu 1,5—2 ori mai mare decît a bronzurilor cu staniu. Prezenţa siliciului elimină oxidarea intensă a zincului, principalul neajuns al elaborării alamelor binare. Temperatura de elaborare mai redusă duce la micşorarea duratei de topire, la economii de combustibil şi la o solicitare mai redusă a instalaţiilor. Fluiditatea ridicată permite

Tabela 1

Compoziţia chimică, %				Impurităţi max., %					Total impurităţi max. %	Turnare în	Proprietăţi mecanice		
Cu	Si	Zn	Pb	Fe	Sb	Mn	Sn	Al			σ_c, kgf/mm²	δ, %	HB, kgf/mm²
79—	2,5—	Rest	0,5	0,6	0,1	1	0,3	0,1	2,8	nisip cochilie	25	10	100
81	4,5										30	15	110

turnarea în bune condiții a pieselor cu pereți subțiri și geometrie complexă.

Din punct de vedere al proprietăților, alama cu siliciu prezintă cifre de rezistență ridicate, alungire superioară bronzurilor cu staniu și rezistență ridicată la coroziunea apei, a atmosferei umede, a vaporilor de apă cu temperatura sub 300°C și a diferitelor substanțe organice. Se prelucrează bine prin așchiere, se poate roda și lustrui, se cositorește și se sudează ușor electric sau autogen.

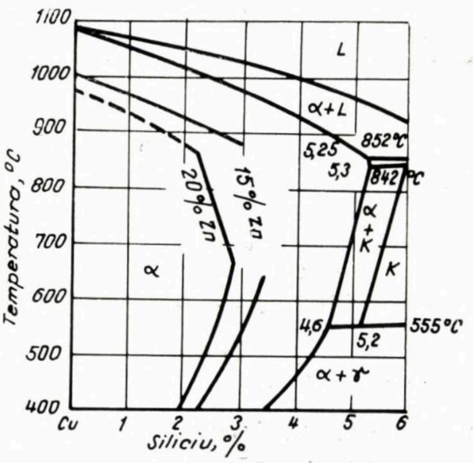


Fig. 1

Prețul de cost al pieselor turnate din alamă silicioasă este cu 40–45% mai redus decît al pieselor turnate din bronz cu staniu. În U.R.S.S., în ultimii doi ani, 80% din piesele neferoase se toarnă din LK 80–3 L, ceea ce a ieftinit foarte mult costul pieselor și a îmbunătățit indicii tehnico-economici de lucru ai turnătoriei.

Din diagrama de echilibru a aliajelor binare Cu-Si (fig. 1) rezultă că solubilitatea siliciului în cupru variază în funcție de temperatură, între 3,4% la 300°C și 5,4% la 800°C. Conținutul mediu de siliciu (3%) indicat de GOST 1019-47 plasează aliajul în domeniul fazei α. Conținutul mediu de zinc (16%) plasează de asemenea aliajul binar Cu-Zn în domeniul fazei α din diagrama de echilibru [3], [4].

Prezența concomitentă a siliciului și zincului în aliaj modifică însă raportul cantitativ dintre fazele α și β, cu toate că se menține constant conținutul de cupru, datorită valorii ridicate a coeficientului de echivalare t, care pentru siliciu este $t_{Si} = 10$ (fig. 1).

Adaosul de siliciu îmbunătățește sensibil proprietățile mecanice ale alamelor binare. Experiența a arătat că cel mai favorabil titlu fictiv al alamelor pentru turnarea în cochilii este 60%.

Siliciul îmbunătățește de asemenea fluiditatea aliajului topit, lungimea probei în spirală fiind cuprinsă între 50 și 85 cm, la turnarea în nisip, și între 35 și 55 cm, la turnarea în cochilie.

Metalele însoțitoare care impurifică în mod obișnuit aliajul au o influență cunoscută. În cazul în care conținuturile maxime nu depășesc valorile indicate în tabela 1, proprietățile alamei nu sînt sensibil influențate.

Cercetările de laborator și experimentările la nivel semiindustrial și industrial au dus în final la asimilarea acestei fabricații și la omologarea proceselor tehnologice pentru confecționarea tuturor tipurilor de cleme.

În momentul de față există o experiență suficientă, la I.U.C.T. – Otopeni care a fabricat, în ultimii doi ani, circa 70 000 cleme care reprezintă circa 80 t alamă silicioasă.

În schema din figura 2 se arată cele două variante tehnologice propuse, pentru care sau întocmit instrucțiunile tehnologice și s-au executat cercetările.

Prima variantă cuprinde soluția topirii lingourilor de alamă silicioasă și turnarea în cochilie metalică.

A doua variantă cuprinde soluția elaborării alamei din metale primare și prealiaj Cu-Si, celelalte operațiuni fiind comune cu cele din prima variantă.

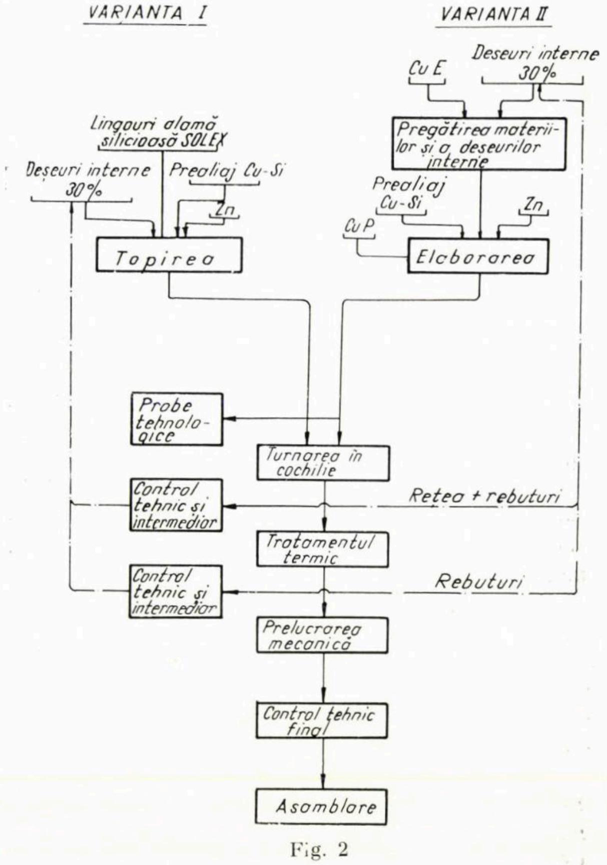

VARIANTA I
VARIANTA II
Lingouri alamă silicioasă SOLEX
Deșeuri interne 30%
Prealiaj Cu-Si
Zn
Topirea
Cu E
Deseuri interne 30%
Pregătirea materiilor și a deseurilor interne
Prealiaj Cu-Si
Zn
Cu P
Elcborarea
Probe tehnologice
Turnarea în cochilie
Control tehnic și intermediar
Retea + rebuturi
Tratamentul termic
Control tehnic și intermediar
Rebuturi
Prelucrarea mecanică
Control tehnic final
Asomblare

Fig. 2

Varianta a II-a, în raport cu prima variantă, prezintă o serie de avantaje tehnico-economice, și anume :

– Metalul obținut este de primă fuziune, evitîndu-se pierderile elementelor ușor oxidabile (Si, Zn) care intervin la topirea lingourilor ;

— Datorită susceptibilității ridicate de saturare cu gaze a alamei silicioase în stare lichidă, eliminarea operației de topire a lingourilor reduce acest pericol. Barbotarea cu azot nu este obligatorie în cazul unei elaborări corecte și îngrijite, însă este absolut necesară în cazul topirii lingourilor ;

— Se evită creșterea conținutului de fier, care este ușor dizolvat în alama topită și provine de la sculele de oțel insuficient protejate ;

— Alama provenită din rețelele de turnare, epruvetele rupte etc. sînt la prima fuziune, adică în cazul metalului din lingourile de la varianta I, și pot fi utilizate în aceleași condiții ;

— Posibilitatea ușoară de corectare a compoziției chimice a aliajului, prin calculul corespunzător al șarjei, la elaborare.

În afară de avantajele tehnice indicate, varianta a doua prezintă și avantaje economice, deoarece elimină o operațiune de topire și chiar barbotarea cu azot, în cazul unei elaborări atente.

Ea nu necesită utilaje suplimentare, elaborarea executîndu-se în aceleași cuptoare în care, în varianta I, se topesc lingourile.

Se reduc sensibil rebuturile datorită saturării cu gaze sau arderii elementelor de aliere ușor oxidabile în cazul topirii necorespunzătoare a lingourilor.

Varianta a II-a necesită însă durate și temperaturi mai mari, care nu pot depăși în nici un caz costul unei topiri suplimentare a lingourilor din varianta I.

Practic în această variantă se reduce prețul clemelor cu costul topirii lingourilor din varianta I, ceea ce reprezintă minimum 10% din prețul actual al clemelor.

Această ultimă variantă a fost verificată practic și, fiind cea mai corespunzătoare, a fost adoptată pentru fabricația de serie.

Conform schemei tehnologice (varianta a II-a prezentată în fig. 2) materiile prime folosite sînt : cuprul electrolitic catod de calitate Cu 9, cu minimum 99,5% Cu, conform STAS 270-53, zincul bloc calitate ZnR, conform STAS 646-60 și cu prealiaj Cu-Si cu circa 25% Si elaborat tot la I.U.C.T. — Otopeni. 30% din încărcătura metalică a unei șarje este constituită din rețelele de turnare și deșeurile proprii din alamă silicioasă, rebuturi etc.

Utilajul folosit pentru elaborare este cuptorul basculant cu creuzet de grafit cu capacitatea de 120—150 kg, încălzit cu păcură.

Materiile prime trebuie să fie uscate, curate și lipsite de urme de segregații sau oxizi. Deșeurile oxidate sau cuprul catod oxidat sau cu urme de electrolit se curăță prin sablare.

Pentru îndepărtarea umidității catozilor de cupru, aceștia se încălzesc 4—5 h la 400—500°C înainte de a fi încărcați în cuptorul de topire sau se încarcă în creuzet chiar la începutul elaborării.

În creuzetul preîncălzit la 800—900°C se încarcă întreaga cantitate de cupru care se topește la 1 100—1 150°C apoi baia de cupru se dezoxidează cu cupru fosforos, se amestecă baia și se trage zgura. Se introduce apoi prealiajul de Cu-Si în bucăți mici preîncălzite la circa 300°C pe marginea cuptorului de topire. După topirea completă a prealiajului Cu-Si se introduce zincul preîncălzit la circa 200°C și se reduce focul. În cursul topirii zincului se amestecă continuu metalul lichid pentru omogenizarea compoziției băii. Apoi baia lichidă se acoperă cu un fondant (1—1,5% din greutatea metalului lichid) care se prepară în prealabil din 6,5 kg nisip, 1 kg CaF și 4,2 kg sodă calcinată, amestecate bine și topite la 1 000—1 050°C. După topirea completă a fluxului, acesta se toarnă în lingotiere de fontă și după răcire se sfărîmă în bucăți de 10—15 mm, care înainte de folosire se usucă în imediata apropiere a cuptorului de topire. Compoziția fluxului este : 24,6% CO_3Na_2, 65,4% SiO_2, 90% CaF.

După elaborare și înainte de turnare temperatura băii metalice trebuie să fie cuprinsă între 980 și 1 050°C.

Controlul tehnologic al aliajului elaborat se execută astfel :

— Saturarea cu gaze se controlează prin turnarea unei porții din aliajul lichid la 1 000—1 025°C într-o formă din fontă. Forma se preîncălzește la circa 100°C. Grosimea pastilei turnate este de aproximativ 10 mm. Dacă la suprafața probei apar umflături sau străpungeri ale peliculei superficiale, se execută barbotarea cu azot și se ia din nou o probă. Dacă și a doua probă prezintă același aspect, șarja se toarnă în blocuri, care ulterior se introduc în cantități mici în încărcătura unei noi șarje. Numărul de umflături și străpungeri de pe suprafața probei este un criteriu de apreciere a saturării cu gaze a metalului topit.

— Determinarea unghiului de rupere la încovoiere se execută pe un dispozitiv cu epruvete de 15 × 15 × 250 mm, turnate la 1 000—1 025°C în forme crude de nisip. Muchiile epruvetei se rotunjesc cu raza de 3 mm. Încercarea se execută conform STAS 777-59. Unghiul minim de încovoiere pînă la care nu trebuie să apară fisuri pe fața tensionată a epruvetei este de 30°. Aspectul rupturii trebuie să fie uniform, granulația fină, fără segregări și incluziuni de oxizi sau gaze.

— Imediat după rezultatul pozitiv al probelor tehnologice din metalul topit, se măsoară cu termocuplul de imersie temperatura băii metalice care trebuie să fie cuprinsă între 980 și 1 050°C.

— Se toarnă metalul prin bascularea cuptorului într-o oală de mînă preîncălzită la 800—900°C.

— Se curăță zgura de la suprafața metalului lichid și se toarnă în cochilia de fontă preîncălzită la circa 300°C. În prealabil cochilia se pregătește astfel: se încălzește la 100—120°C, apoi pe cavitatea interioară se aplică, prin pulverizare, vopseaua izolatoare. Grosimea stratului de vopsea este de 0,10—0,2 mm.

După circa 1,5 min de la turnare se deschide cochilia și se extrage ciorchinele care trebuie să fie încă roșu. Scoaterea ciorchinelui trebuie executată la circa 600°C pentru a se evita apariția tensiunilor periculoase, datorită contracției ridicate a alamei silicioase (1,6—1,7%) și a lipsei de compresibilitate a cochiliei. Întîrzierea extragerii ciorchinelui poate duce la fisurarea pieselor sau chiar la ruperea lor.

După o scurtă revizie cochilia se închide și turnarea se continuă pînă la golirea creuzetului de metal lichid.

Curățirea și revopsirea cochiliei se execută ori de cîte ori este nevoie și în orice caz înainte de începerea turnării în ziua respectivă.

Dacă pe suprafața de lucru a cochiliei se formează un strat albicios de oxid de zinc, acesta trebuie imediat îndepărtat. Filmul de ZnO duce la formarea microretasurilor pe suprafața pieselor, datorită faptului că este un foarte bun izolant termic și împiedică trecerea căldurii de la metalul lichid la pereții și masa cochiliei.

În cazul cînd temperatura de turnare scade sub 960°C sau depășește 1 050°C, suprafața pieselor este mai puțin strălucitoare și apar rugozități. De aceea, în funcție de numărul cochiliilor și de durata totală a turnării, se va menține alama în cadrul intervalului de temperatură optim (980—1 050°C), prin reglarea corespunzătoare a flăcării. Temperatura prea ridicată a metalului se poate recunoaște și prin licărirea la suprafața jetului, datorită oxidării rapide, precum și prin ancrasarea rapidă a lingurii de turnare sau chiar a cochiliei.

Apariția rugozității pieselor poate avea loc chiar la temperatura corectă de turnare cînd se depășește conținutul de zinc.

În cursul experimentărilor a rezultat că pierderile normale la elaborare variază în funcție de temperatura și de durata elaborării.

În general, valorile acestor pierderi sînt: 2,8—3% pierderi prin ardere și 2—3,5% pierderi în zgură.

Pentru a asigura respectarea compoziției chimice se va ține seamă de pierderile prin ardere ale principalelor elemente de aliere ale alamei cu siliciu, care în mod obișnuit au fost: 1—1,5% pentru cupru, 2—5% pentru zinc și 4—8% pentru siliciu.

Amestecarea băii metalice se execută numai cu amestecător de grafit și nu din fier, deoarece fierul se dizolvă ușor în aliajul lichid și sporește nedorit conținutul de fier.

Datorită tendinței ridicate de saturare cu gaze a alamei silicioase în stare lichidă, elaborarea se va executa cît mai rapid posibil, excluzînd însă supraîncălzirea. De aceea, creuzetul nu trebuie supraîncărcat, aceasta ducînd la mărirea duratei de elaborare. Este total interzisă folosirea stratului de protecție din mangal, care protejează metalul contra oxidării, însă îl saturează în gaze.

În cazul cînd este nevoie, degazarea aliajului topit se execută prin barbotare cu azot deshidratat prin trecere prin silicagel. Presiunea azotului va fi de 0,2—0,3 at, debitul de 20—35 l/min, iar durata, de 1—2 min. Consumul de azot pe tona de metal lichid este de 180—200 l.

Clemele turnate se detașează din ciorchine prin tăiere.

După controlul tehnic intermediar clemele se introduc la tratamentul de omogenizare, în cutii metalice, într-un amestec de protecție compus din 50% nisip fin de cuarț și 50% grafit fulgi. Cutiile se introduc în cuptorul rece.

Temperatura cuptorului se ridică treptat la 600°C±20°C, cu o viteză de încălzire de circa 200°C/h, clemele se mențin la această temperatură 3 h, apoi se întrerupe încălzirea.

Răcirea pieselor pînă la 400°C se execută împreună cu cuptorul, apoi cutiile se scot și se răcesc în cameră pînă la temperatura obișnuită.

Diagrama regimului termic este arătată în figura 3.

După răcire se scot clemele din cutii și se suflă cu aer comprimat pentru îndepărtarea amestecului de protecție aderent la suprafața pieselor.

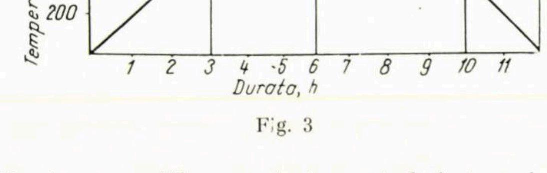


Fig. 3

Pentru verificarea tratamentului termic se iau 2—3 cleme din lot, din care se prelevează eșantioane pentru analiza metalografică.

Informativ se poate aprecia eficiența tratamentului termic prin determinarea durității clemei înainte și după tratament. Valorile durității Brinell, determinate cu bila de 10 mm diametru, sarcina de 500 kg și durata de 15 s, vor fi cuprinse între :

— 110—115 HB înainte de tratament ;
— 80— 90 HB după tratament.

Împreună cu clemele se tratează termic și epruvetele de tracțiune prelucrate.

Față de vechea tehnologie folosită la I.U.C.T. — Otopeni, actuala tehnologie elaborată la I.C.T.C.M. și asimilată de beneficiar a sporit indicele de utilizare a metalului, de la 22 la 57%, îmbunătățind totodată structura, aspectul suprafeței, precizia și reproductibilitatea dimensiunilor și a ridicat productivitatea.

BIBLIOGRAFIE

[1] *Piese din metale neferoase pentru linia de contact.* Proiect de normativ — M.T.Tc.—I.P.T.Tc., 21.III.1964.

[2] Orlov N. D. *Proprietățile și tehnologia topirii și turnării alamei silicioase. Turnarea pieselor din aliaje de cupru* (traducere din limba rusă), București, I.D.T., 1958.

[3] Adamschi C. *Bronzuri și alame cu siliciu pentru turnătorie* (traducere din limba polonă), București, I.D.T., 1955.

[4] Nabaev N. D. *Metode raționale de topire și turnare a aliajelor de cupru. Turnarea pieselor din aliaje de cupru* (traducere din limba rusă), București, I.D.T., 1958, p. 107—114.

CZ 669.131.2 : 621.65

Fonta albă martensitică înalt rezistentă la uzură, utilizată în fabricația de pompe

Ing. ECATERINA SPLEISS
Uzina de pompe — București

Recent, Uzina de pompe — București a introdus în fabricația de pompe un nou tip de fontă aliată cu nichel și crom, înalt rezistentă la uzură. Acest tip de fontă este cunoscut în literatura de specialitate sub numele comercial de „Ni-Hard" și se caracterizează printr-o excepțională rezistență la uzura abrazivă, combinată cu rezistență medie la solicitări mecanice și cu bune proprietăți de turnare [1].

În cazul Uzinei de pompe, această fontă este destinată turnării pompelor care lucrează în condiții de severă uzură abrazivă, și anume, familiei de pompe centrifuge AG, folosite la pomparea apelor murdare, nedecantate, noroiuri foarte abrazive, fluide conținînd în cantitate mare suspensii solide și fibroase, rezultate din procesul tehnologic al fabricilor de hîrtie, zahăr, bere, fluide cu nisip, cărbune, rocă, deșeuri de la centralele termoelectrice, zgură și alte impurități rezultate din unitățile metalurgice, miniere sau de construcții.

Piesele componente ale acestor pompe, care sînt solicitate la uzură, sînt : carcasa, rotorul, căptușeala corpului presetupă și căptușeala corpului de aspirație. Aceste piese sînt supuse, de cele mai multe ori, pe lîngă condițiile severe de uzură, și unor șocuri dinamice importante. Încercările de a realiza aceste piese din alte materiale nu au dus la rezultate satisfăcătoare și s-a ajuns la concluzia că singurul material care se comportă bine, în condițiile de lucru arătate mai înainte, este această fontă albă, cu structură martensitică, care în ceea ce privește rezistența la uzură este superioară fontei albe nealiate și oțelurilor dure sau celor austenitice cu mangan.

Limitele uzuale ale compoziției chimice pentru tipurile clasice de fonte albe martensitice sînt : 2,7—3,6% C ; 0,4—1,0% Si ; 0,25—0,7% Mn ; 3,0—5,0% Ni ; 1,2—2,8% Cr ; max. 0,15% S ; max. 0,4% P ; 0—0,4% Mo. Molibdenul se adaugă numai în tipurile speciale de fontă sau numai în piesele masive [1].

Structura de turnare a fontei albe martensitice de compoziție clasică este alcătuită din trei constituenți : carburi complexe de crom și fier, stabile și foarte dure, uniform distribuite într-o masă metalică de bază martensitică cu 50—60% austenită reziduală [1], [2].

Figura 1, *a* (× 450, atac nital 2) reprezintă microstructura de turnare a unei fonte albe martensitice cu 2,93% C ; 0,93% Si ; 0,44 % Mn ; 4,16% Ni și 2,0% Cr ; duritatea HB = 616.

Compoziția chimică a fontei trebuie foarte bine reglată, în funcție de grosimea pereților piesei, în special în ceea ce privește conținutul de siliciu, nichel și crom, pentru a fi sigur că se obține o fontă albă, cu masa metalică de bază martensitică.

În funcție de conținutul de carbon, fontele albe martensitice pot fi împărțite în două tipuri principale [1], [2], [3], [4] :

— tipul I — cu conținut ridicat de carbon, duritate și rezistență la uzură mare, dar fragile (tabela 1) ;

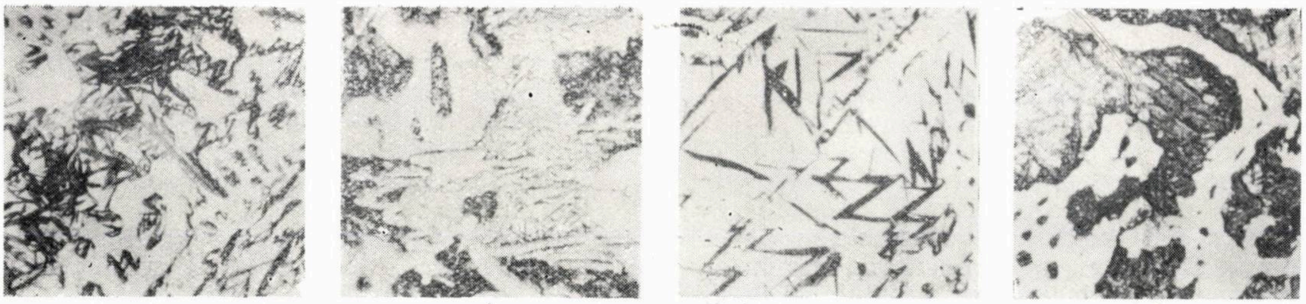

a b c d

Fig. 1

— tipul II — cu conținut scăzut de carbon, mai puțin dure decît primele, mai tenace și mai puțin fragile (tabela 2).

În tabelele 1 și 2 sînt date compozițiile chimice ale diferitelor tipuri de fonte albe martensitice, în funcție de grosimea pereților piesei și de modul de turnare. Aceste date, recomandate de literatura de specialitate, sînt doar orientative deoarece, după cum s-a arătat, microstructurile de care depind caracteristicile fontei sînt condiționate de viteza de răcire.

Dacă se admite ca bază de comparație una din compozițiile indicate în tabelele 1 și 2 pentru o piesă dată, se poate considera că influența variației procentuale dintr-un element (celelalte fiind constante) este următoarea :

Carbonul determină mărirea proporției de carburi și deci a durității și rezistenței la uzură, dar micșorează rezistența la șocuri dinamice. De la o anumită valoare în sus se poate obține fie grafit, dacă conținutul de siliciu este relativ ridicat în comparație cu cel de carbon, fie carburi hipereutectice, dacă conținutul de siliciu este scăzut. La scăderea conținutului de carbon se obține o fontă mai tenace, mai puțin fragilă și mai puțin dură, dar și mai puțin rezistentă la uzura prin frecare.

Siliciul la un conținut prea ridicat favorizează formarea grafitului și împiedică obținerea martensitei, datorită acțiunii sale asupra curbelor T.T.T. pe care le deplasează către stînga diagramei, în zona temperaturilor perlitice.

Manganul favorizează, la un conținut prea ridicat, formarea carburilor și prezența austenitei reziduale în structură, prin intensificarea acțiunii nichelului ca stabilizator al austenitei.

Tabela 1

Compoziție chimică și caracteristici	Modul de turnare									
	în nisip, grosimea piesei, mm					în cochilie, grosimea piesei, mm				
	12	25	50	75	100	12	25	50	75	100
Carbon			3,2—3,6							
Siliciu	0,7	0,6	0,5	0,4	0,4	0,8	0,7	3,2—3,6		
Mangan			0,3—0,5					0,6	0,5	0,4
Nichel	3,8	4,0	4,2	4,5	4,8	3,3	3,6	0,3—0,5		
Crom	1,6	1,8	2,0	2,2	2,5	1,5	1,7	4,0	4,4	4,7
Duritate Brinell			550—650					1,9	2,2	2,5
Rezistență la trac-								600—725		
țiune, kgf/mm²			28—35					35—42		

Tabela 2

Compoziție chimică și caracteristici	Modul de turnare									
	în nisip, grosimea piesei, mm					în cochilie, grosimea piesei, mm				
	12	25	50	75	100	12	25	50	75	100
Carbon			2,7—3,2					2,7—3,2		
Siliciu	0,9	0,7	0,6	0,5	0,4	1,0	0,8	0,7	0,6	0,5
Mangan			0,3—0,5					0,3—0,5		
Nichel	4,0	4,2	4,4	4,6	5,0	3,5	3,8	4,2	4,5	4,8
Crom	1,5	1,7	1,9	2,2	2,5	1,4	1,6	1,8	2,0	2,3
Duritate Brinell			525—625					575—675		
Rezistență la trac-								42—52		
țiune, kgf/mm²			32—38							

Conținutul de nichel se dozează în funcție de viteza de răcire a piesei astfel încît să asigure un grad suficient de transformare în martensită. Un conținut insuficient de nichel favorizează formarea bainitei, a troostitei sau a perlitei, nedorite în cazul acestei fonte deoarece scade duritatea în mod considerabil. Figura 1, *b* (× 450, atac nital 2) arată microstructura unei fonte albe martensitice cu conținut insuficient de nichel; în afară de martensită mai există perlită foarte fină. Un conținut prea ridicat de nichel favorizează formarea austenitei reziduale prin coborîrea punctelor M_s și M_f. Duritatea, de asemenea, se înrăutățește din cauza unei cantități insuficiente de martensită în structură (fig. 1, *c*) (× 450, atac nital 2).

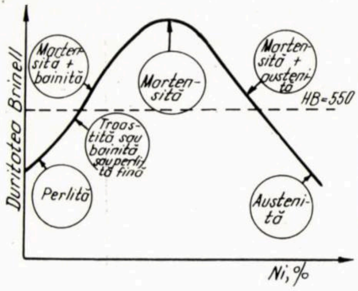


Fig. 2

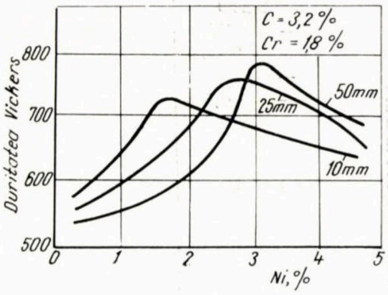


Fig. 3

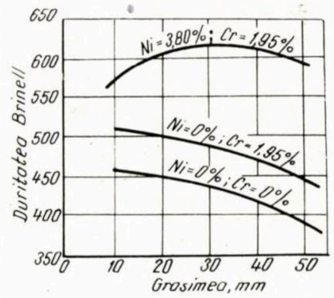


Fig. 4

Figura 2 arată schematic influența nichelului asupra microstructurii și durității unei fonte albe martensitice admițînd raportul Ni : Cr$\simeq$2 [1].

Cromul formează cu fierul și carbonul carburi complexe foarte dure (800—1 200 HB) și foarte stabile. Conținutul în crom se alege, de asemenea, în funcție de viteza de răcire a piesei. O creștere a conținutului său duce la mărirea durității, dar de la o anumită limită face fonta fragilă la cald și la rece.

Molibdenul are aceeași influență, dar mai accentuată decît a cromului, asupra formării carburilor pe care le stabilizează; ajută la creșterea tenacității fontei.

Conținuturile de sulf și fosfor trebuie să fie mici deși fosforul pînă la aproximativ 0,4% nu influențează rezistența și tenacitatea la temperatura ambiantă.

Figurile 3, 4 și 5 arată influența diferitelor elemente asupra durității fontei, în funcție de grosimea pereților piesei [1], [4].

Principalele proprietăți fizice și mecanice ale fontelor albe martensitice sînt prezentate în tabela 3. Valorile indicate se referă la piesele turnate, care după răcire au fost supuse unui tratament termic de detensionare. Aceste proprietăți depind de compoziția chimică (tipul I și II din tabelele 1 și 2), de natura formei (nisip, cochilie) și de tratamentul termic. Se observă la ambele tipuri de fontă că proprietăți mecanice mai bune se obțin prin turnarea în forme metalice. Prin acest procedeu nu numai că rezistența la șocuri dinamice crește, dar se obține și o structură mai fină, mai compactă, o duritate mai mare și o rezistență la uzură mult mai ridicată față de aceeași fontă turnată în forme de nisip [4], [5], [6].

Caracteristica principală a fontei albe martensitice este rezistența sa mare la uzură. Cercetările efectuate, de către diverși autori, asupra comportării la uzură la o serie de materiale, au dus la concluzia că fonta albă martensitică aparține materialelor cu rezistența cea mai ridicată la uzură (tabela 4). Fonta albă martensitică păstrează rezistența la uzură chiar și la temperaturi mai ridicate, pînă la 400°C, cu condiția să nu aibă loc schimbări bruște de temperatură [4].

Piesele turnate din fontă albă martensitică prezintă însă după solidificare și răcire tensiuni interne considerabile. Din acest motiv piesele se folosesc numai după ce în prealabil au suferit un tratament termic de detensionare care constă, pentru piesele a căror grosime medie este de 25 mm, dintr-o menținere la 275°C timp de 4 h, plus o oră pentru fiecare 25 mm grosime suplimentară, urmată de o răcire în aer liniștit.

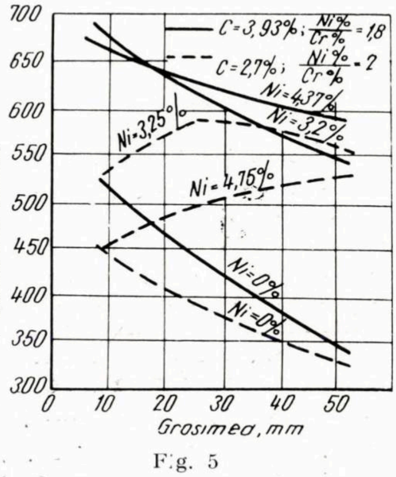


Fig. 5

Un neajuns prezentat de acest tip de fontă este tenacitatea sa relativ scăzută, provocată de pre-

Tabela 3

Caracteristici	Fontă Ni-Hard tip I (tab. 1)		Fontă Ni-Hard tip II (tab. 2)	
	turnat în nisip	turnat în cochilie	turnat în nisip	turnat în cochilie
Duritatea Brinell*, kgf/mm²	550 — 650	600 — 725	525 — 625	575 - 675
Duritatea Rockwell C, kgf/mm²	53 — 61	56 — 64	52 — 50	55 -- 62
Sarcina de rupere la încovoiere**, kgf	1 815 — 2 270	2 040 — 3 085	2 040 — 2 500	2 500 - 3 165
Săgeată**, mm	2,0 — 2,8	2,0 — 3,0	2,5 — 3,0	2,5 - 3,0
Rezistența la încovoiere**, kgf/mm²	49,8 — 62,2	56,0 — 84,6	56,0 — 68,5	68,5 — 87,1
Rezistența la tracțiune**, kgf/mm²	28 — 35	35 — 42	32 — 39	42 — 53
Reziliența (rezistența la șoc)***, kgf/cm²	2,8 — 4,1	3,5 — 5,5	3,5 — 4,8	4,8 — 7,6
Coeficientul de dilatare termică 10^{-6}, °C 10—100°C	8,1 — 9,0			
10—250°C	11,3—11,9			
10—425°C	12,2—12,8			
Modulul de elasticitate, kgf/mm²	16 900 —18 300			
Contracția, %	1,6 — 2,1			
Greutatea specifică, g/cm³	7,6 — 7,8			
Comportarea magnetică	magnetic			
Aspectul ruperii	alb			

* stabilită la o probă de 50 × 150 × 150 mm cu bilă din carbură de wolfram;

** măsurată pe epruvetă de Ø 30 × 305 mm;

*** măsurată pe epruvetă IZOD fără crestătură, de Ø 30, punct de lovire 76 mm deasupra prinderii.

zența austenitei reziduale, care favorizează ruperea pieselor în serviciu, din două motive:

— pe de o parte austenita reziduală este suport mai slab pentru carburi decît martensita și sub efectul șocurilor dinamice carburile, dure dar fragile, se sparg și duc mai departe la distrugerea piesei;

Tabela 4

Materialul	Duritatea Brinell	Factorul de uzură *
Fier Armco	90	140
Oțel nealiat cu 0,2 % C	107	1,0 (rezistență de referință)
Fontă cenușie	~200	1,00—1,50
Fontă dură	~400	0,90—1,00
Oțel perlitic	220—350	0,75—0,85
Oțel austenitic manganos (12 % Mn)	200	0,75—0,85
Oțel bainitic	512	—0,75
Oțel martensitic	715	—0,60
Fontă Ni-Hard	550—750	0,25—0,60

* Factorul de uzură = raportul pierderii în greutate a probei, la pierdere în greutate a materialului de referință.

— pe de altă parte austenita, prezentă în straturile de suprafață ale piesei, devine instabilă în urma șocurilor dinamice repetate și se transformă în martensită (prin ecruisaj). Această transformare, care are loc cu mărire de volum, dă naștere unor forțe compresive importante care duc, de asemenea, la crăpături și la exfolierea straturilor de suprafață.

De aceea, înaintea tratamentului termic de detensionare este absolut necesar să se aplice un tratament de descompunere a austenitei reziduale.

Literatura de specialitate [2], [6], [7] arată că cele mai bune rezultate se obțin în urma unui tratament termic dublu, care constă în: încălzirea și menținerea timp de 4—6 h la 450°C, urmată de răcire în aer sau în cuptor, după care urmează încălzire și menținere de 4—8 h, la 275°C, și o răcire completă în aer sau în cuptor.

În urma acestui tratament cea mai mare parte din austenita reziduală este transformată în martensită și ceva bainită, duritatea și rezistența la uzură cresc, iar rezistența față de solicitările la șoc prin lovire este mult îmbunătățită.

Tratamentul termic la 450°C în domeniul structurilor intermediare provoacă precipitarea din austenită a carburilor fine globulare, iar rezultatul este că, prin răcirea la temperatura camerei, o proporție mare de austenită este transformată în martensită sau bainită și determină o revenire a martensitei prezente din starea brut turnată. Menținerea, în continuare, la 275°C determină o revenire a martensitei sau bainitei formate la 450°C și distruge tensiunile interne.

În figura 1, *d* se prezintă microstructura fontei din figura 1, *c* după tratamentul termic dublu descris mai sus. Duritatea Brinell a crescut de la 535 la 650.

Elaborarea fontei albe martensitice se face cel mai rațional în cuptorul electric cu arc sau cu inducție. Pierderile prin oxidare sînt mici și controlul procesului de elaborare este ușor. Cubiloul poate fi utilizat și el cu succes cu condiția ca producția să fie suficient de importantă și continuă pentru a se asigura izolarea, în bune condiții, a șarjelor de fontă albă martensitică de alte tipuri de fontă și de a le regla cu precizie.

La Uzina de pompe elaborarea fontelor albe martensitice se execută într-un cuptor electric bazic de 0,5 t capacitate nominală.

În general, se poate afirma că elaborarea fontei albe martensitice nu prezintă dificultăţi deosebite.

Pentru obţinerea unei fonte cu caracteristicile dorite, cea mai mare importanţă o prezintă alegerea cît mai precis posibil a compoziţiei chimice, în funcţie de piesele ce se toarnă, şi urmărirea în continuare a realizării riguroase a acestei compoziţii prin alegerea convenabilă a şarjelor şi a unui control îngrijit al elaborării.

Compoziţia chimică trebuie să asigure obţinera unei fonte albe hipoeutectice cu absenţa totală a grafitului şi să permită evitarea transformărilor perlitice şi bainitice, dînd minimum de austenită reziduală în structură.

În practică, microstructura albă, fără grafit, perlită sau bainită a fost uşor de realizat datorită conţinutului redus de siliciu şi prezenţei cromului necesar pentru a combate efectul grafitizant al nichelului. Însă, oricît de bine s-a reglat compoziţia chimică, în funcţie de grosimea pereţilor piesei, pentru a obţine structura albă martensitică a fost aproape imposibil să se evite austenita reziduală în structura de turnare deoarece poziţia curbelor transformărilor izotermice perlitice şi bainitice şi a punctelor M_s şi M_f este variabilă cu compoziţia chimică şi aceste variaţii sînt adesea diferite pentru unul şi acelaşi element. Astfel, nichelul împiedică formarea de bainită sau perlită în piesele masive, în schimb coboară punctele M_s şi M_f, ceea ce măreşte proporţia de austenită reziduală.

Pregătirea încărcăturii s-a făcut cu multă grijă. Aceasta a constat din deşeuri proprii şi fier vechi. Carburarea s-a făcut cu electrozi de grafit. Pentru aliere s-a folosit ferocrom marca Cr 000 (Gost 4747—49) cu conţinut scăzut de carbon şi nichel electrolitic. Pentru corectarea conţinutului de mangan s-a folosit feromangan (70% Mn).

Procesul tehnologic de elaborare a fost urmărit pe etape, prin luarea de probe tehnologice de control şi măsurarea temperaturii. În tot timpul elaborării s-a avut grijă, pe cît posibil, să se reducă timpul de menţinere a fontei în cuptor pentru a se evita absorbţia de gaze.

La stabilirea tehnologiei de turnare a pieselor s-a ţinut seama de particularităţile acestei fonte.

Pentru obţinerea unor piese sănătoase este necesară o grosime cît mai uniformă a pereţilor, fără îngroşări locale, cu treceri lente de la o secţiune la alta şi bineînţeles evitate toate celelalte cauze bine cunoscute ce produc retasuri şi crăpături.

Configuraţia pieselor pentru pompe, deşi complicată, a permis adaptarea unei tehnologii care să asigure piese sănătoase.

La confecţionarea modelului s-a ţinut seama de contracţia ridicată a acestei fonte (1,6—2,1%). Fluiditatea fontei albe martensitice fiind mai mică decît la fonta cenuşie, reţeaua de turnare a trebuit să fie supradimensionată cu 20%, iar sistemul de alimentare să asigure o solidificare dirijată a metalului. Atunci cînd configuraţia pieselor nu a permis evitarea de concentrări de material s-au folosit răcitori. De asemenea, cînd contracţia a fost împiedicată, favorizînd apariţia crăpăturilor la cald, s-a acţionat asupra compoziţiei chimice prin limitarea conţinutului de carbon şi crom.

Alegerea corectă a amestecurilor de formare şi miez s-a făcut astfel încît să asigure o compresibilitate şi o permeabilitate ridicate, precum şi o dezbatere uşoară după răcirea piesei.

Turnarea se poate face fie în forme din amestec de formare, uscate, fie în forme metalice. Foarte bune rezultate se obţin şi prin turnarea în forme de nisip întărite cu bioxid de carbon.

Temperatura de turnare a fost riguros respectată deoarece influenţează curba vitezei de răcire şi prin aceasta microstructura şi caracteristicile piesei. Aceasta nu a fost mai mică de 1 350°C.

Duritatea ridicată a acestei fonte face practic imposibilă prelucrarea acesteia. Piesele de dimensiuni mici trebuie practic considerate neprelucrabile. Din această cauză încă din turnare piesa trebuie să fie cît mai apropiată de dimensiunile piesei finite, reducîndu-se la maximum adaosul de prelucrare.

Prin alegerea unei forme convenabile la piesele de pompe s-a reuşit să se elimine adaosurile de prelucrare. La carcasa pompei, la rotor şi blindaje, toate găurile pentru asamblare au fost realizate din turnare. Pentru suprafeţele mari, care necesită totuşi un grad de finisare mai înalt, aceasta se poate realiza numai prin polizare. Atunci cînd nu s-a putut renunţa complet la prelucrare (cazul găurilor pentru ax la rotor şi blindaje) s-a recurs la un mijloc foarte simplu, şi anume, au fost încastrate în fonta albă martensitică bucşe din OL 38. Desigur că acestor bucşe a trebuit să li se dea o formă constructivă care să asigure fixarea lor rigidă în piesa turnată şi care să nu frîneze contracţia şi dilataţia termică.

Pentru controlul calităţii pieselor turnate a fost necesar ca, în afară de controlul compoziţiei chimice, al durităţii şi al aspectului rupturii, să se execute şi un examen metalografic care singur poate stabili dacă structura este corespunzătoare, deoarece după cum se vede în figura 4, pentru o duritate dată corespund întotdeauna două structuri posibile. Dacă duritatea este mai scăzută aceasta poate fi cauzată fie de prezenţa unei structuri perlitice, troostitice sau bainitice, cu sau fără martensită (în acest caz tratamentul termic de transformare izotermă va fi inutil, duritatea neputînd fi ridicată), fie de prezenţa austenitei reziduale (în acest caz un tratament termic dublu descris mai înainte permiţînd obţinerea unei durităţi superioare). Se vede deci că este de preferat să se caute o compoziţie care să dea un exces de austenită în părţile subţiri ale piesei turnate decît o compoziţie care favorizează bainita în părţile masive.

BIBLIOGRAFIE

[1] Grillat J. *Aspect métallurgique de la production du contrôle et de l'utilisation des fontes blanches martensitiques au nickel-crome, Ni-Hard.* Fonderie, nr. 208, 1963, p. 219—227.

[2] Dixon R. H. T. *Some effects on heat-treatment upon the impact fatigue life of Ni-Hard grinding balls.* Journal of the Iron and Steel Institute, vol. 197, 1961, p. 40—48.

[3] Poirot R. F. *La fonte Ni-Hard, son emploi dans les cimenteries.* Revue du Nickel, nr. 5, 1961, p. 113—122.

[4] Nickel O. *Der verscheleissfeste werkstoff Ni-Hard in der Hertzerkleinerung.* Aufbereitungs Technic, nr. 9, 1962, p. 371—384.

[5] Henon G. *Quelques fontes au nickel-chrome-cuivre. Caractéristiques, emplois.* Fonderie, nr. 144, 1958, p. 3.

[6] Harrison G. L. şi Dixon R. H. T. *Developments in the production and use of martensitic alloy cast irons.* The British Foundryman, nr. 4, 1962, p. 164—176.

[7] Mihalisin J. R. şi Schelleng R. D. *Microstructural chenges upon tempering nichel chromium white iron at 400°F.* Modern Casting, 1960, p. 32—36.

[8] Rickard A. J. „*Ni-Hard*" *cast iron an improved material for grinding media.* The Engineer, vol. 217, nr. 5644, 1964, p. 559—561.

[9] Dixon R. H. T. „*Ni-Hard*" *Grinding balls far outlive steel.* Engineering, 1960, p. 598—599.

ACTUALITĂŢI ŞI DISCUŢI

CZ. 621.771.24

Laminarea la rece a tablelor subţiri şi ultrasubţiri

Ing. GH. M. POPESCU
Institutul pentru proiectări de laminoare

Printre produsele laminate furnizate de industria siderurgică, laminatele plate subţiri au o pondere din ce în ce mai mare. Aceasta se explică prin gama mare sortimentală şi volumul important de utilizări al laminatelor plate subţiri şi în special al laminatelor la rece.

Progresul realizat de tehnică în ultimele două-trei decenii, în domeniul fabricaţiei acestor produse, este astăzi încă în plină acţiune. Principalele probleme ce se ridică sînt legate de : extinderea domeniului de grosimi sub 0,20—0,23 mm, considerată în prezent ca dimensiune medie clasică ; economisirea materiei prime de bază — oţel — şi respectiv a materialului de acoperire — cositor ; utilaje de mare productivitate şi procese tehnologice simple ; produse ieftine care să le justifice utilitatea şi economicitatea în comparaţie cu alte materiale de ambalare etc.

În prezentul articol se face o sumară trecere în revistă asupra realizărilor şi tendinţelor în tehnica obţinerii laminatelor plate la rece din oţel, subţiri şi ultrasubţiri, şi a tablelor şi benzilor de aceleaşi grosimi, cositorite.

Consideraţii teoretice

Pentru laminarea la rece a benzilor de oţel este necesar, înainte de toate, a se cunoaşte posibilităţile de obţinere a unei anumite grosimi şi a unei rezistenţe dorite a oţelului laminat, cu un număr cît mai mic de treceri, respectiv cu un consum minim de energie şi de utilităţi.

Reducerea maximă (Δh) pe trecere este dată de următoarea relaţie funcţională :

$$\Delta h = f\left\{\frac{\frac{\mu}{\sqrt{h_1}}}{R_o};\ \frac{\sigma_{TA}}{\frac{2}{\sqrt{3}}\sigma_c};\ \frac{\sigma_{TP}}{\frac{2}{\sqrt{3}}\sigma_c}\right],$$

unde :

μ este coeficientul de frecare ;
R_o — raza cilindrilor de lucru, mm ;
σ_c — limita de curgere a materialului, kgf/mm^2 ;
σ_{TA} — tensiunea longitudinală anterioară, kgf/mm^2 ;
σ_{TP} — tensiunea longitudinală posterioară, kgf/mm^2 ;
h_1 — grosimea benzii după trecere, mm.

Pentru laminarea la rece a benzilor cît mai subţiri principala problemă este însă mai puţin legată de reducerea maximă pe trecere. Importante sînt mijloacele pentru obţinerea grosimii minime şi selecţionarea lor în vederea asigurării procesului de fabricaţie în condiţii tehnice şi economice avantajoase. Studiile teoretice şi practice au dus la stabilirea următoarei relaţii pentru calcularea grosimii laminate minime :

$$h_{min} = 3{,}58\,\frac{D_0\,\mu\,(p - \Sigma T)}{E}\,,\text{mm},$$

unde :

D_0 este diametrul cilindrilor de lucru, mm ;
h — grosimea benzii, mm ;
μ — coeficientul de frecare între cilindri și bandă ;
p — presiunea de laminare (kgf/cm^2) ;
T — tracțiunea în bandă ($\sum T$ este considerată cca. 75 % tensiunea anterioară plus cca. 25 % tensiunea posterioară), kgf/cm^2 ;
E — modulul de elasticitate al cilindrilor de lucru, kgf/cm^2.

Exemplu de calcul : Pentru o bandă laminată la cald, de 1,80 mm grosime, redusă la rece cu 93,5 % (în total), s-a măsurat $p = 8\,080$ kgf/cm^2 și $\Sigma T = 1\,406$ kgf/cm^2. Laminarea la rece s-a făcut pe un laminor continuu cu cinci caje, cu cilindri de lucru avînd diametrul de 610 mm și cu $E = 2{,}1 \cdot 10^6$ kgf/cm^2. Drept lubrifiant s-a folosit ulei de palmier, iar pentru răcire, apă. Viteza maximă a fost de 25,5 m/s și $\mu = 0{,}015$. Deci, rezultă :

$$h_{min} = 3{,}58\ \frac{610 \cdot 0{,}015\ (8\,080 - 1\,406)}{2{,}1 \cdot 10^6} = 0{,}104 \text{ mm.}$$

În cazul de față, practic s-a obținut 0,114 mm.

Din relația dată rezultă că pentru obținerea de grosimi și mai mici teoretic ar fi necesare : micșorarea diametrului cilindrilor de lucru D_0 ; creșterea tracțiunii totale aplicate benzii în timpul laminării ΣT ; micșorarea coeficientului de frecare μ ; creșterea presiunii de laminare p.

Luarea acestor măsuri în practică, separat sau însumate, a întîmpinat o serie de greutăți, ceea ce a determinat stabilirea de anumite limite convenabile de care să se țină seamă a alegerea utilajelor și tehnologiei pentru fabricarea tablelor subțiri laminate la rece.

Considerații practice

Micșorarea diametrului cilindrilor de lucru este condiționată de rezistența lor la rupere și la deformabilitate, rezistență necesară exploatării, și pentru obținerea de toleranțe cît mai strînse. Pentru micșorarea diametrului cilindrilor de lucru s-au realizat cajele de laminare policilindrice, cu 6—20 cilindri, tipurile cele mai răspîndite fiind „Sendzimir" și „MKW-Schloemann" (fig. 1).

Diametrul redus, respectiv suprafața totală mică a cilindrilor de lucru, îngreuiază însă posibilitatea unei răciri intensive și în mod implicit limitează viteza maximă de lucru. Aceasta face ca laminoarele policilindrice să nu fie economice în cazul unei producții mari de oțel carbon.

Un alt dezavantaj este acela al calității suprafeței și planeității care pentru oțelul carbon moale sînt inferioare la laminarea pe caje policilindrice față de cajele cuarto reversibile sau liniile tandem.

Din aceste motive domeniul de utilizare a cajelor policilindrice s-a dovedit a fi avantajos pentru oțelurile greu deformabile (electrotehnice și bogat aliate), unde se pot realiza reduceri mari, fără tratamente termice intermediare. Viteza este limitată însă la maximum 10 m/s.

Creșterea tracțiunii totale aplicate benzii depinde de natura materialului laminat (σ_c și σ_r), de grosimea inițială și finală a benzii — respectiv de repartizarea reducerilor pe treceri — și de construcția laminorului, în special a vîrtelnițelor. Fiecare din acești factori determină, pentru o situație dată, valoarea pînă la care se poate merge cu ΣT și care limitează deci tracțiunea totală posibilă de aplicat. În general, aceste valori, condiționate de materialul supus laminării, sînt : pentru oțelul crom-nichel 18/8 — 15—21 kgf/mm^2 ; pentru oțelul cu 17 % Cr (inoxidabil feritic) — 10—14 kgf/mm^2 ; pentru oțelul carbon ridicat —21—28 kgf/mm^2 ; pentru oțelul carbon scăzut — 28—35 kgf/mm^2 ; pentru oțelul electrotehnic (cu siliciu ridicat) — (0,5—0,6) σ_r.

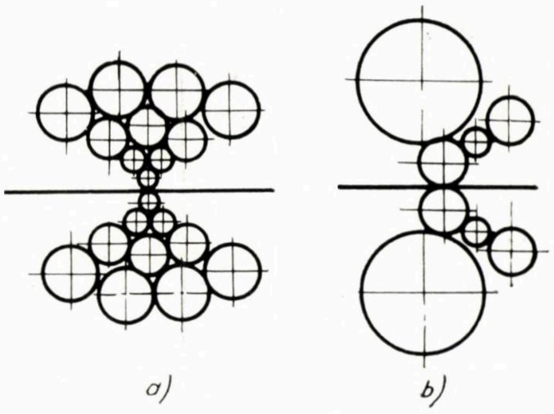


Fig. 1

În ceea ce privește construcția și acționarea vîrtelnițelor, raportul dintre tracțiunea minimă și maximă, în practică, nu depășește 1/30—la acționarea cu trei motoare a cîte 1/10 de fiecare motor.

Creșterea tracțiunii, condiționată de schema de laminare aplicată, este posibilă numai prin utilizarea schemei cu reduceri crescătoare spre ultima trecere, care, pe lîngă avantajul unei temperaturi finale optime, reduce simțitor numărul cazurilor de rupere a benzii.

Micșorarea coeficientului de frecare este condiționată de viteza de laminare și de lubrifiantul utilizat. În diagrama din figura 2 sînt arătate aceste dependențe obținute pe baza unui mare număr de date practice la un laminor tandem cu cinci caje.

Rezultă de aici că utilizarea uleiului de palmier și a vitezelor cît mai mari este favorabilă obținerii de laminate la rece cu grosimi mici ; această tehnologie este de altfel aplicată în prezent pentru marea majoritate a tablelor cositorite și a tablelor și benzilor sub 0,4 mm grosime.

În legătură cu viteza maximă de laminare, trebuie sublinat că, cu toate avantajele pe care le aduce productivităţii laminorului, reducerii coeficientului μ, şi respectiv obţinerii de grosimi mai mici, aceasta nu poate creşte oricît deoarece i se opun anumite bariere impuse de : temperatura de contact între cilindri şi banda laminată, condiţionată la rîndul ei de gradul de deformare, diametrul cilindrilor şi mediul de răcire; apariţia defectelor de suprafaţă cunoscute sub denumirea de „zgîrieturi de frecare'' sau „frecări cumulate''.

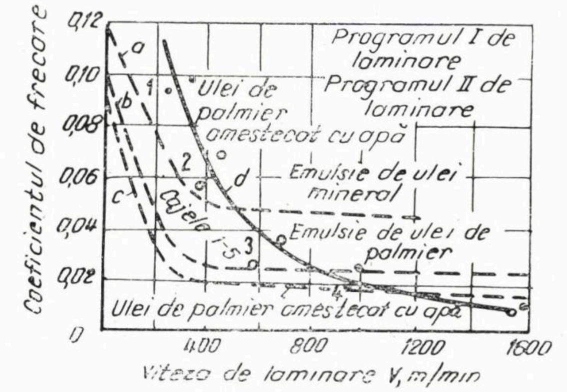


Fig. 2

Cercetările teoretice şi practice au arătat că, deşi nu se poate cunoaşte cu exactitate natura acestor defecte de suprafaţă, ele s-ar datora totuşi întreruperii locale a lubrifiantului pe porţiuni izolate ale benzii în contact cu cilindrii de lucru. Şi în acest caz limitarea vitezei este deci condiţionată de lubrifiantul utilizat şi de eficacitatea răcirii. Prin creşterea diametrului cilindrilor de lucru (pînă la cca. 585 mm) şi prin îmbunătăţirile aduse amestecului lubrifiant-apă, s-a reuşit să se reducă frecvenţa „zgîrieturilor de frecare'' la o viteză de laminare destul de ridicată, dar nu s-a ajuns la înlăturarea lor completă.

Puse în discuţii, toate aceste considerente au determinat constructorii de laminoare să proiecteze şi să realizeze tipul nou de laminor tandem, cu şase caje, prin care s-a obţinut :

— o repartizare mai uşoară a trecerilor, respectiv o reducere a presiunilor de laminare şi deci a sursei de energie termică, în special la ultima caja, obţinîndu-se astfel o temperatură de contact mai redusă ;

— creşterea numărului de spaţii de răcire dintre caje, de la patru la cinci, concomitent cu îmbunătăţirile aduse sistemului de stropire şi ungere a cilindrilor şi a benzii supuse laminării ;

— creşterea vitezei maxime de laminare la ultima cajă pînă la 35—38 m/s ;.

— o îmbunătăţire a întreţinerii cilindrilor şi lagărelor laminorului.

Creşterea presiunii de laminare p este condiţionată de construcţia şi acţionarea laminorului, ca şi de proprietăţile fizico-mecanice şi dimensiunile geometrice ale materialului supus laminării.

În figura 3 se indică schematic variaţia curbei ce caracterizează construcţia cajei de laminare, respectiv proprietăţile ei elastice (curba A) şi a curbei ce exprimă relaţia dintre forţa de laminare necesară şi plasticitatea materialului laminat (curba B).

Mai exact, în curba B s-au însumat toate condiţiile de deformare plastică, determinate de : rezistenţa materialului supus laminării, raza cilindrilor de lucru, coeficientul de frecare, viteza de laminare, tensiunea totală în bandă etc. Punctul de întîlnire a celor două curbe (A şi B) este punctul optim de exploatare a laminorului şi indică grosimea minimă ce se poate obţine (h_1), pornind de la grosimea h_0, pentru o anumită deschidere dintre cilindrii de lucru.

În diagrama din figura 3, curba A se referă la o cajă pretensionată, iar curba A', la o cajă normală. În ultimul caz grosimea finală obţinută h_1' este mai mare, aceasta demonstrînd totodată efectul favorabil al pretensionării cajelor pentru obţinerea de grosimi mai mici cu diferenţa ($h_1' - h_1$). De asemenea, s-a trasat în principiu curba B' pentru un material cu o rezistenţă mai mică (metale neferoase sau benzi din oţel carbon laminate la rece şi tratate termic). Se constată că în acest caz grosimea finală este şi mai mică, deşi se laminează pe o cajă cu aceleaşi proprietăţi de deformare elastică.

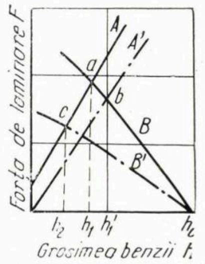


Fig. 3

Realizări şi tendinţe în aplicarea de noi tehnologii pentru laminarea la rece a tablelor subţiri şi ultrasubţiri

Analiza pe baza datelor teoretice şi practice, făcută mai sus, asupra laminării la rece a tablelor din oţel, subţiri şi ultrasubţiri, s-a reflectat într-o serie de noi tehnologii şi utilaje realizate sau în curs de realizare, dintre care cele mai importante sînt următoarele :

Laminoarele tandem cu şase caje sînt laminoare cu lăţimea tăbliei cuprinsă între 1 320 şi

1 420 mm şi care pot lamina pînă la grosimea minimă de 0,1 mm. Primul laminor de acest tip s-a construit în 1961 în S.U.A. pentru uzinele Youngstown Sheet and Tube Co. din Indiana Harbor. În tabela 1 se dau principalele caracteristici ale cîtorva laminoare la rece, cu şase caje, construite în S.U.A. şi Japonia.

Tehnologia laminării la rece a benzilor de oţel cu două grosimi suprapuse rezolvă problema subţirimilor pînă la 0,1 mm în condiţii de productivitate avantajoase, dar prezintă totodată unele incoveniente care se opun folosirii ei pe scară industrială şi extinderii în viitor. Printre acestea se subliniază : aspectul suprafeţei benzii este diferit pentru partea exterioară (mai lucioasă) şi partea interioară — lipită — (mai întunecată); grosimea de plecare — banda laminată la cald — este apropiată de limita inferioară realizabilă pe laminoarele moderne de benzi la cald, la lăţimi mai mici şi cu un preţ de cost ridicat.

Tabela 1

Uzina şi localitatea	Anul construirii	Capacitatea, mii/t an	Tipul laminorului	Viteza, m/s	Puterea instalată, C.P.	Greutatea maximă rulou, t	Diametrul cilindrilor, mm lucru / sprijin	Materia primă / produs finit, mm
Youngstown Sheet and Tube. Indiana Harbor (S.U.A.)	1961	*	6 caje tandem 1 320 mm	37	34 900	28,2	535 1 420	1,87—3,05 × max. 1 170 0,089—0,61 × max. 1 170
United States Steel Corp. Tennessee Coal and Iron Division at Fairfield Ala (S.U.A.)	1962	705	6 caje tandem 1320 mm	35,5	32 100	—	585 —	1,78—2,54 × 940 0,127—0,381 × 940 —
United States Steel Corp. Gary Indiana (S.U.A.)	1966	—	6 caje tandem 1 370 mm	38,0	32 300	33	585 1 420	0,152—0,508 —
Chiba-Kawasaki (Japonia)	—	—	6 caje tandem 1 420 mm	36,0	34 900	34	—	minim — 0,1 × max. 1 300

* La rubricile necompletate nu sînt date.

Repetarea laminării pe laminoare tandem cu cinci caje. Prin aplicarea acestei tehnologii s-au obţinut grosimi pînă la 0,1 mm, cu toleranţe strînse şi cu o bună calitate a suprafeţei. Laminarea se face direct sau prin intercalarea unei recoaceri intermediare. Cheltuielile suplimentare necesitate de repetarea laminării şi productivitatea relativ redusă sînt cauze pentru care această metodă este însă puţin folosită şi nu are şanse de extindere în viitor.

Laminarea a două grosimi suprapuse, similară tehnologiei aplicate în mod obişnuit pentru obţinerea foliilor din aluminiu. Pentru oţel s-au făcut numai cercetări şi experimentări pe laminoare tandem cu cinci caje, plecîndu-se, de exemplu, de la două grosimi de bandă laminată la cald de 1,22 mm (în total 2 × 1,22 = =2,44 mm). S-a obţinut un produs de 0,23 mm grosime pentru două benzi, respectiv de 0,115 mm grosime pentru o singură bandă. Datele din exploatare nu au reuşit să determine încă metoda cea mai indicată desfăşurării şi înfăşurării benzilor. În discuţie este utilizarea simultană a două vîrtelniţe desfăşurătoare, cu dublarea benzii la intrarea în prima cajă şi respectiv dedublarea la ieşirea din ultima cajă, folosindu-se, de asemenea, două vîrtelniţe înfăşurătoare, faţă de metoda aplicată la laminarea foliilor de aluminiu unde dublarea şi dedublarea se realizează separat, pe alte agregate, în afara laminorului.

Reducerea suplimentară finală pe o linie de laminare — dresare cu două—trei caje este tehnologia cea mai modernă şi care s-a extins cu rapiditate într-o serie de uzine — în majoritate din S.U.A.—, prezentînd multe avantaje tehnice şi economice. Necesitatea aplicării acestei metode, la rezolvarea căreia a contribuit direct şi care i-au mărit totodată şansele pentru a deveni tehnologia de bază în obţinerea tablelor subţiri şi ultrasubţiri, a fost aceea a găsirii unei căi de creştere a rezistenţei produselor laminate plate cu grosimi sub dimensiunea clasică, de 0,20—0,23 mm. Aceasta, pentru ca tablele cositorite de 0,1—0,15 mm grosime, transformate în ambalaje, să răspundă concurenţei celorlalte materiale (aluminiu, sticlă, materiale plastice etc.) nu numai ca preţ de cost, dar şi ca rezistenţă la manipulare, stivuire etc.

Relaminarea pe cajele de dresare, după tratamentul termic şi înaintea cositoririi electrolitice, duce la obţinerea de table subţiri şi ultrasubţiri — pînă la 0,1 mm şi chiar mai puţin, ecruisate, cu o rezistenţă ridicată, în funcţie de gradul de reducere totală aplicată.

În figura 4 se arată influența reducerii asupra creșterii durității benzei relaminate (duritate Rockwell 30 T)*.

Indicațiile de duritate s-au dat după sistemul american cu notația standardizată T1—T8.

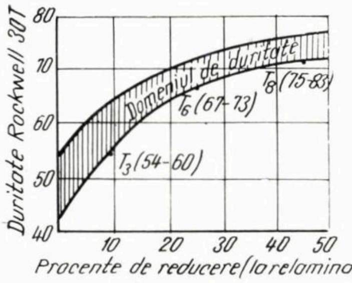


Fig. 4

În literatura de specialitate această nouă tehnologie de obținere a benzilor și tablelor cositorite subțiri și ultrasubțiri este cunoscută sub denumirea ,,double reduced tin plate''. Deosebirea față de tehnologia clasică este arătată în cele două scheme de mai jos, în a căror exemplificare s-a pornit de la aceeași bandă laminată la cald, de 2 mm grosime.

Fabricarea tablelor și benzilor cositorite

După tehnologia clasică

1. decapare
2. laminare la rece pe un laminor tandem cu cinci caje pînă la circa 0,25 mm (87, 5%)
3. curățare (degresare)
4. tratament termic (recoacere)
5. dresare (1—3%)
6. cositorire electrolitică
7. debitare, împachetare, expediție etc.

După tehnologia cu dublă reducere, prin laminorul de dresare

1. decapare
2. laminare la rece pe un laminor tandem cu cinci caje pînă la 0,25—0,20 mm (87,5—90%)
3. curățare (degresare)
4. tratament termic (recoacere)
5. relaminare și dresare pe un laminor de dresare cu 2—3 caje pînă la 0,15—0,10 mm (36—50%)
6. cositorire electrolitică
7. debitare, împachetare, expediție etc.

În cadrul tehnologiei cu dublă reducere există și metoda intercalării cositoririi înainte de relaminare. Aspectul mat al produsului obținut a făcut ca acest proces să nu se extindă. El se folosește totuși în cazurile cînd se urmărește obținerea de produse sub 0,1 mm grosime — —folii de oțel — utilizate ca simple ambalaje în industria alimentară, pentru produsele refrigerate și neîmpachetate în cutii.

În ceea ce privește tratamentul termic — recoacerea — este recomandabil să se facă în cuptorul continuu, în locul cuptoarelor clopot. Prin acest sistem se evită lipirea materialului laminat și se ușurează procesul tehnologic al fazelor următoare, deși prin răcirea mai rapidă din cuptorul continuu se obține în schimb o rezistență la rupere cu 3—5 kgf/mm² mai mare decît în cuptoarele clopot.

În prezent este în discuție problema numărului de treceri la relaminare și repartizarea lor. Experiențele practice întreprinse de diverse uzine n-au reușit să confirme superioritatea vreuneia din schemele aplicate. S-a ajuns în general la concluzia că relaminarea pe linia de dresare nu se poate face printr-o singură trecere. Produsul obținut cu o singură trecere nu corespunde cerințelor de planeitate. Cu o oarecare aproximație se poate spune că materialul recopt în cuptoare continue este necesar a se relamina în două treceri, iar cel recopt în cuptoare clopot, în trei treceri. Ca repartizare, unele uzine care dispun de linii de dresare cu două caje au aplicat prima trecere pentru laminarea propriu-zisă și a doua trecere pentru dresare—planare; altele, din contră, au utilizat prima trecere ca un fel de dresare cu o reducere de circa 5% și a doua trecere pentru deformarea efectivă și, în fine, sînt și uzine care au repartizat în mod egal reducerea totală pe cele două treceri posibile. La liniile cu trei caje s-a folosit prima cajă pentru dresare și celelalte două, pentru laminarea propriu-zisă.

Cu toate rezultatele favorabile obținute pînă în prezent prin aplicarea acestei tehnologii, nu se poate încă afirma care este modul de exploatare ideal al liniilor de dresare—laminare și ca atare, cum trebuie să fie dimensionate cajele și acționarea lor. Din aceste motive ele s-au construit pînă acum uniform, cu o acționare largă, încît întreaga deformare să poată fi efectuată de una din cele două caje, după dorință. Aceasta, cu atît mai mult cu cît pe asemenea linii de laminare — dresare nu se vor obține numai benzi ultrasubțiri, ci se va dresa o mare parte din benzile pentru table cositorite, de grosimi clasice, sau pentru alte utilizări.

Pentru o mai completă edificare asupra tehnologiei de obținere a benzilor și tablelor cositorite subțiri și ultrasubțiri prin metoda dublei reduceri — descrisă mai sus — în tabela 2 se dau o parte din uzinele care au introdus-o, cu indicarea, totodată, a unor caracteristici de bază ale liniilor de dresare — reducere, folosite în acest scop.

Utilizarea tehnologiei cu dublă reducere pentru realizarea benzilor și tablelor cositorite preocupă în prezent și multe uzine din Europa. La uzina Rasselstein — Andernach (R.F.G.) se construiește în prezent o asemenea linie cu trei caje. Unele experiențe întreprinse tot în R.F.G. confirmă și utilitatea liniei de dresare cu două caje, care ar putea să aibă următoarele caracteristici de bază: cilindri de lucru cu diametrul 535 mm; cilindri de sprijin cu diametrul de 1 370 mm; lagăre cu role și ceață de ulei atît pentru cilindri de lucru, cît și pentru cei de sprijin; tracțiunea anterioară și posterioară realizată cu role în S. Pentru măsurarea grosimii se folosesc aparate speciale, așezate după fiecare cajă, și tensometre pentru măsurarea tracțiunii. Ambele caje sînt prevăzute cu armături pentru emulsie, role de stoarcere și duze de suflare. Pentru obținerea de benzi cu o bună planeitate și cu toleranțe strînse se prevede utilizarea sistemului de recurbare a cilindrilor de lucru reglabil, în funcție de profilul cilindrilor prelucrați și de forța de laminare, la fiecare trecere din programul de lucru.

---

* Rockwell 30 T este duritatea determinată cu o bilă de oțel de 1/16'', la o sarcină de regim de 30 kgf, cu preîncărcare de 3 kgf.

Aspecte economice

Cîștigarea și menținerea pe primul loc a benzilor și tablelor cositorite, în concurență cu

Tabela 2

Uzina și localitatea	Anul construcției	Nr. caje	Dimensiuni cilindri, mm	Viteza maximă, m/s	Grosimea maximă, mm	Tipul lagărelor cilindrilor de sprijin
U.S.S. Corp Tennessee Fairfield (S.U.A.)	1960*	2	483 × 1 070 1 089 × 1 070	—	—	Cu film de ulei (Morgoil) 30″—72
Weirton Steel (S.U.A.)	1961	2	483 × 1 320 1 420 × 1 320	25,2	0,084—0,21	Cu film de ulei (Mesta)
Bethlehem Steel, Sparrows Point (S.U.A.)	1963	2	483/620 × 1 220 1 420 × 1 220	22,7	0,07—0,167	Rulmenți (Timken)
Midwest Steel, Portage (S.U.A.)	—	2	585/535 × 1 320 —	14,1	—	Cu film de ulei (Mesta)
Wheeling Steel, Yorkville (S.U.A.)	—	3	480 × —	8,2	—	Cu film de ulei (Mesta)
Jones and Laughlin, Aliquippa (S.U.A.)	1961	3	585 × 1 220 1 420 × 1 220	28,3	—	Cu film de ulei (Morgoil) 44″—90
U.S.S. Corp. Gary (S.U.A.)	1961	2	535 × 1 220 1 370 × 1 220	11,1	—	Cu film de ulei (Morgoil)44″ — 90
U.S.S. Corp. Fairless Works (S.U.A.)	1961	2	534 × 1 220 1 370 × 1 220	16,7	—	Cu film de ulei (Morgoil) 44″—90
U.S..S. Corp. Pittsburg Works (S.U.A.)	1961	2	534 × 1 220 1 370 × 1 220	11,1	—	Cu film de ulei (Morgoil) 44″—90
Youngstown Sheet Tube, Indiana Harbor (S.U.A.)	1961	3	508 × 1 220 1 245 × 1 220	16,2	—	Cu film de ulei (Morgoil) 42″—72
U.S.S. Corp. Tennessee Fairfield (S.U.A.)	1962	2	534 × 1 220 1 345 × 1 220	16,7	0,102—0,279	Cu film de ulei (Morgoil) 44″—90
Kaiser Steel Fontana (S.U.A.)	1963	3	585 × 1 370 —	25,2	—	Rulmenți (S.K.F.)
Inland Steel ; East Chicago (S.U.A.)	1964	3	585 × 1 370 —	25,2	—	Cu film de ulei (Mesta)
Dofasco, Hamilton (Canada)	1964	2	548 × 1 430 1 420 × 1 430	—	—	Cu film de ulei (Morgoil) 44″—90
Sollac — Florance (Franța)	1961	2	585 × 1 220 1 420 × 1 220	30,2 15,1	—	—
Breedband, Ijmuiden (Olanda)	1950 1964	2	457 × 1 070 1 345 × 1 070	17,2	—	Cu film de ulei (Morgoil) 42″—90

*) Reconstruit.

alte materiale din industria ambalajelor, depinde înainte de toate de ieftinătatea lor și de ușurința de manipulare, respectiv de un întreg complex de factori tehnici și economici. De fapt, elementul de bază care dictează condiția de prioritate este suprafața, care trebuie să fie cît mai mare, rezistentă la deformări și ieftină. La tabla cositorită acesta înseamnă : reducerea la minimum posibil a grosimii, pentru ca din aceeași materie primă să se obțină o suprafață cît mai mare, și un control riguros asupra stratului de cositor protector, diferențiat pe cele două fețe, și cu grosime dictată de utilizarea finală a produsului respectiv.

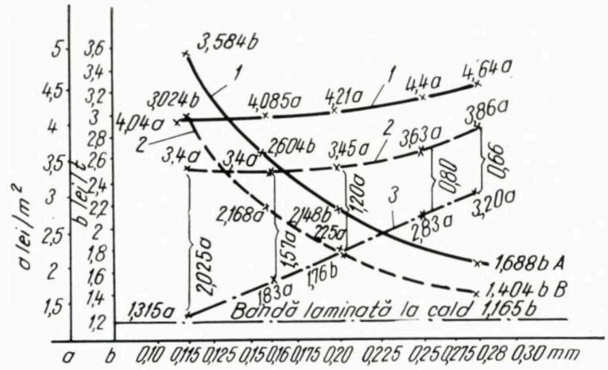


Fig. 5

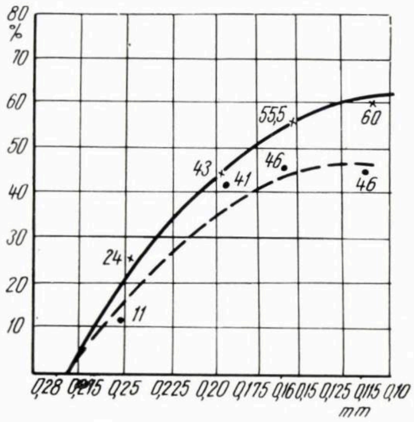


Fig. 6

Pentru scoaterea în evidență a acestor elemente s-a făcut o analiză, concretizată prin comparațiile valorice date în graficele din figura 5 (*1*—bandă cositorită electrolitic ; *2*—bandă laminată la rece ; *3*—bandă laminată la cald) și 6 (*1*—economie valorică între banda cositorită electrolitic și banda laminată la cald ; *2*—economie valorică între banda laminată la rece și banda laminată la cald).

La baza graficului din figura 6 au stat datele calculate în valori convenționale, exprimate pe m², pentru o bandă cositorită pe ambele fețe, cu o depunere de cositor de 5,65 g/m², și pentru cinci grosimi finale diferite, cuprinse între 0,115 și 0,28 mm. Din figurile 5 și 6 rezultă avantaje categorice pentru laminatele subțiri și ultrasubțiri, avantaje care trebuie să fie luate în considerare la proiectarea și profilarea viitoarelor laminoare la rece și secții de cositorire din țara noastră.

BIBLIOGRAFIE

[1] Stone M. D. *The rolling of ultrathin tin plate.* Iron and Steel Engineer, nr. 6, 1964, p. 67—77.

[2] * * * *New developments at Youngstown.* Iron and Steel Engineer, nr. 9, 1961, p. 214—222.

[3] Madsen I. E. *Developments in the Iron and Steel Industry during 1963.* Iron and Steel Engineer, nr. 1, 1962, p. D-1—D-60.

[4] Kenyon A. F. *Electrical Drive Systems for Thin-Tin Plate Mills.* Iron and Steel Engineer, nr. 2, 1964, p. 69—77.

[5] Popescu Gh. și Grünfeld N. *Considerații asupra realizării și repartizării reducerilor la laminarea la rece a benzilor de oțel.* Metalurgia, nr. 2, 1964, p. 71—76.

[6] Reihlen H. *Laminarea la rece a benzilor late ultrasubțiri.* Conferință ținută la Consiliul tehnico-științific al firmei DEMAG, la 29 aprilie 1965.

[7] Reihlen H. *Cercetări asupra construcției și tehnica de laminare la un laminor la rece tandem, cu 4 caje.* Lucrare de dizertație, Facultatea de Mine și Metalurgie a Academiei Montane Clausthal, decembrie, 1964.

[8] Panasenko F. L. *Producerea tablelor de oțel laminate la rece.* Harkov, Metallurghizdat, 1962.

Recuperatoare de radiaţie

Ing. P. VEZEANU
I.C.E.M.

Recuperatoarele sînt schimbătoare de căldură, prin care trec, separate între ele prin suprafeţe, pe de o parte gazele de ardere, iar pe de altă parte, aerul necesar arderii sau combustibilul gazos.

Clasificarea recuperatoarelor se face după o serie de criterii. Astfel, din punct de vedere al materialului, se construiesc recuperatoare metalice şi recuperatoare ceramice; din punct de vedere al circulaţiei celor două fluide se deosebesc recuperatoare în echicurent, în contracurent şi în curent încrucişat; după modul în care se face în principal schimbul de căldură sînt: recuperatoare de convecţie, de radiaţie şi combinate.

Recuperatoarele de convecţie sînt folosite atunci cînd gazele de ardere nu depăşesc circa 1 100°C; aproximativ 80 % din căldura transmisă în schimbător se face prin convecţie şi numai circa 20 %, prin radiaţie.

Recuperatoarele de radiaţie sînt astfel construite încît cea mai mare parte din căldură să se transmită prin radiaţie; temperatura gazelor la intrarea în recuperator poate fi de 1 500—1 600°C, iar ca valori minime se admit 650—800°C. Dezvoltarea acestor recuperatoare a fost frînată pînă acum 5—10 ani de lipsa de materiale corespunzătoare; în ultimul timp s-au elaborat o serie de oţeluri refractare ce rezistă pînă la temperaturi de 1 050—1 100°C, permiţîndu-se astfel temperaturi ridicate de admitere a gazelor şi avînd ca efect o mărire a eficacităţii transmisiei de căldură.

Tipuri de recuperatoare de radiaţie. În prezent se utilizează trei tipuri principale de recuperatoare de radiaţie: cu manta dublă (numite şi inelare), cu ţevi drepte şi cu ţevi în serpentină.

Recuperatoarele cu manta dublă constau din doi cilindri concentrici, separaţi printr-un spaţiu inelar redus, prin care trece aerul ce se preîncălzeşte. Gazele de ardere circulă prin interiorul mantalei interioare, în cazul încălzirii unilaterale (fig. 1), sau prin interiorul acesteia şi exteriorul celei exterioare, în cazul încălzirii bilaterale (fig. 2).

Transmisia căldurii de la gaze la manta se face prin radiaţia gazelor triatomice (CO_2 şi H_2O), în acest scop fiind necesar să se realizeze un strat gros de gaze (diametrul mantalei interioare este 1 000—1 500 mm şi uneori chiar de 2 000 mm). De la manta la aer transmisia căldurii prin convecţie are o cotă-parte importantă, ceea ce impune viteze mari ale aerului prin spaţiul dintre cele două mantale, atît pentru a mări coeficientul global de schimb de căldură, şi deci a reduce suprafaţa necesară, cît în special pentru a menţine temperatura mantalei în limitele permise. Viteza ridicată a aerului se obţine prin dimensionarea corespunzătoare a secţiunii inelare; consecinţa este o pierdere de presiune pe traseul aerului, de circa 150—250 mm col. apă, în funcţie de condiţiile de lucru ale recuperatorului.

Aerul poate fi ghidat fie printr-o spirală, fie prin aripioare înclinate sudate pe una din mantale; se obţine astfel o spălare mai uniformă a mantalei şi o mărire a spaţiului parcurs.

Mantaua exterioară este prevăzută cu un sistem de compensare a dilatării mantalei interioare (în cazul încălzirii unilaterale, de altfel soluţia cu cea mai largă răspîndire).

Dacă recuperatorul este foarte înalt (sînt construcţii cu lungimi de cca. 10 m) se prevăd contragreutăţi la partea superioară pentru a menţine mantaua tensionată şi a o feri de flambaj.

Recuperatorul de radiaţie cu ţevi drepte are suprafaţa de separare dintre cele două fluide realizată prin ţevi dispuse la extremitatea spaţiului prin care trec gazele de ardere, similare unor ţevi de ecran ale cazanelor de abur. Construcţia cea mai frecventă a acestui tip se obţine prin plasarea unui număr oarecare de ţevi cu diametrul mic, dispuse vertical la mici intervale pe un cerc de diametru mare şi legate prin două colectoare, superior şi inferior (fig. 3).

Distanţele dintre ţevi ca şi dintre acestea şi zidăria refractară se aleg astfel încît cantitatea respectivă de căldură să poată fi transmisă cu un consum minim de metal.

Dacă gazele de ardere antrenează praf vor avea loc depuneri diferite de ţevi; ca urmare a dilatărilor diferite ce rezultă este necesar să se prevadă compensatoare individuale.

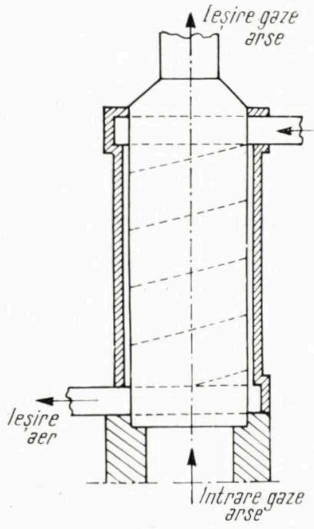


Fig. 1

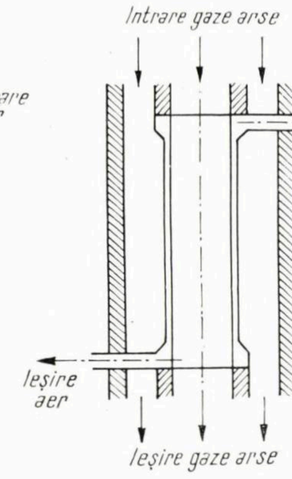


Fig. 2

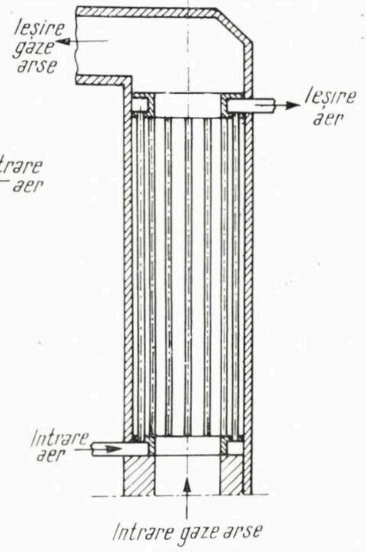


Fig. 3

Al treilea tip de recuperator de radiaţie este cel cu ţevi în serpentină; el este construit dintr-un fascicul tubular compus din ţevi îndoite astfel încît să formeze o serpentină cilindrică. Numărul de ţevi pe spiră în general nu depăşeşte 4, fiind în funcție de diametrul acestora și de debitul de aer ce trebuie preîncălzit.

Recuperatoarele de radiație cu țevi drepte sau în serpentină sînt indicate atunci cînd fluidul ce trebuie preîncălzit se află la presiuni ridicate (necesitatea apare în diverse procese tehnologice), fiind utilizate însă în largă măsură și pentru preîncălzirea aerului necesar arderii la diverse cuptoare.

Comparație între recuperatoarele de radiație și cele de convecție. Avantajele recuperatoarelor de radiație sînt următoarele :

— au suprafețe de schimb de căldură reduse datorită transmisiei foarte bune a căldurii — atît de la gaze la peretele metalic, cît și de la acesta la aer ;

— pierderea de presiune pe partea gazelor este foarte mică și tirajul forțat nu este necesar ; pentru unele cuptoare recuperatoarele de radiație pot înlocui coșul ;

— sînt mai puțin sensibile la depozitele de praf pe suprafețele de schimb de căldură ; dilatările și contractările mantalei sau țevilor provoacă o fisurare a depozitelor ;

— în unele cazuri pot fi utilizate ca recuperatoare cu focar independent, cu o cameră de combustie de dimensiuni reduse, flacăra putînd să se dezvolte chiar în recuperator.

Dezavantajele recuperatoarelor de radiație sînt următoarele :

— au randamente scăzute, temperaturile gazelor la ieșire depășind în general 650°C. Remedierea se face prin combinarea cu un recuperator de convecție plasat în continuare pe traseul gazelor ;

— randamentul recuperatoarelor de radiație depinde foarte mult de temperatura de intrare a gazelor, deoarece cantitatea de căldură transmisă prin radiație variază — după unii autori [5] — cu temperatura absolută a gazelor aproximativ la puterea 3,5. Dacă recuperatorul este construit pentru ca aerul să aibă la ieșire 500°C, pentru o temperatură de intrare a gazelor de 1 000°C, în cazul în care acestea intră cu 600°C, temperatura de preîncălzire este redusă. Diagrama din figura 4 ilustrează acest lucru. Construcția acesteia s-a făcut calculîndu-se cantitatea de căldură transmisă prin radiație de un strat gros de CO_2, cu ajutorul relației :

$$q_{CO_2} = 3{,}5\sqrt[3]{p_{CO_2}} \cdot s\left(\frac{T}{100}\right)^{3,5}, \text{ kcal/m}^2\text{h},$$

în care :

p_{CO_2} este presiunea parțială a bioxidului de carbon din gazele de ardere, at ;
s — grosimea stratului de gaze, m ;
T — temperatura medie a gazelor, °K.

Dacă în loc de 1 200°C temperatura scade la 600°C, cantitatea de căldură transmisă prin radiație se reduce aproximativ de șase ori.

Calculul recuperatoarelor de radiație. Cazul cu cea mai largă răspîndire este cel cu manta dublă, calculul acestuia făcîndu-se cu relațiile de bază din transmisia căldurii, pe partea gazelor fiind vorba de radiația unui strat gros de gaze biatomice, iar pe partea aerului, de convecția forțată de la peretele unui cilindru la aer.

În cele ce urmează se arată calculul de principiu pentru cazul unui recuperator cu manta, cu încălzire bilaterală.

Gazele de ardere transmit, prin radiație, peretelui mantalei exterioare *1* (fig. 5) o cantitate de căldură din care o parte este preluată de aer, iar o parte este radiată către peretele *2* (considerînd $t_1 > t_2$).

$$q_{g1} = q_{1a} + q_{12}, \tag{1}$$

unde :

q_{g1} este fluxul termic specific de la gazele de ardere (indice g) la țeava *1*, kcal/m² h ;
q_{1a} — idem, de la țeava *1* la aer ;
q_{12} — idem, de la țeava *1* la țeava *2*.

Aplicînd legea Ștefan — Boltzmann rezultă :

$$q_{g1} = \sigma_1\left[\left(\frac{T_g}{100}\right)^4 - \left(\frac{T_1}{100}\right)^4\right]; \tag{2}$$

$$q_{1a} = \alpha(T_1 - T_a); \tag{3}$$

$$q_{12} = \sigma_3\left[\left(\frac{T_1}{100}\right)^4 - \left(\frac{T_2}{100}\right)^4\right]. \tag{4}$$

Cantitatea de căldură preluată de aer de la mantaua interioară

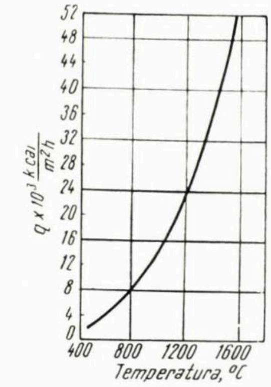


Fig. 4

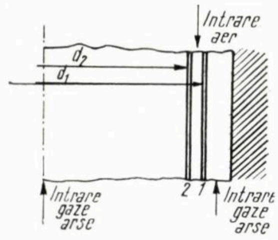


Fig. 5

se compune din cea transmisă acesteia prin radiația gazelor și din cea radiată de mantaua exterioară, adică :

$$q_{2a} = q_{g2} + q_{12}. \tag{5}$$

Cum :

$$q_{2a} = \alpha(T_2 - T_a) \tag{6}$$

$$q_{g2} = \sigma_2\left[\left(\frac{T_g}{100}\right)^4 - \left(\frac{T_2}{100}\right)^4\right] \tag{7}$$

se ajunge la următoarele ecuații [2] :

$$\sigma_1\left[\left(\frac{T_g}{100}\right)^4 - \left(\frac{T_1}{100}\right)^4\right] = \\ = \alpha(T_1 - T_a) + \sigma_3\left[\left(\frac{T_1}{100}\right)^4 - \left(\frac{T_2}{100}\right)^4\right] \tag{8}$$

$$\alpha(T_2 - T_a) = \sigma_2\left[\left(\frac{T_g}{100}\right)^4 - \left(\frac{T_2}{100}\right)^4\right] + \\ + \sigma_3\left[\left(\frac{T_1}{100}\right)^4 - \left(\frac{T_2}{100}\right)^4\right], \tag{9}$$

în care :

σ_1, σ_2 și σ_3 sînt coeficienții de radiație, respectiv de la gazele arse la mantaua exterioară, de la gazele de ardere la mantaua interioară și de la mantaua exterioară la cea interioară, kcal/m²h°K⁴ ;
α — coeficientul de transmisie a căldurii prin convecție de la manta la aer, kcal/m²h°K⁴.
T_g, T_1, T_2, T_a — temperatura gazelor arse, respectiv a mantalelor *1*, *2*, și a aerului, în °K.

Dificultățile rezolvării ecuațiilor (8) și (9) pot fi eliminate prin metoda propusă de E. M. Goldfarb [2].

Se consideră :

$$q_{g1} = \alpha_1(t_g - t_1) \tag{10}$$

$$q_{g2} = \alpha_2(t_g - t_2) \tag{11}$$

$$q_{12} = \alpha_3(t_1 - t_2) \tag{12}$$

α_1, α_2 și α_3 sînt coeficienții echivalenți de transmisie a căldurii prin radiație, respectiv de la gazele arse la mantaua exterioară, la cea interioară și între țevi, kcal/m²h°C.

Revenind la ecuaţiile (1) şi (5) şi considerînd expresiile echivalente ecuaţiilor (2), (4), (7), adică (10), (11) şi (12) şi rezolvîndu-le în funcţie de t_1 şi t_2, se obţin expresiile :

$$t_1 = \frac{(\alpha_1 t_g + \alpha t_a)(\alpha + \alpha_2 + \alpha_3) + \alpha_3(\alpha_2 t_g + \alpha t_a)}{(\alpha + \alpha_1 + \alpha_3)(\alpha + \alpha_2 + \alpha_3) - \alpha_3^2}$$

$$t_2 = \frac{(\alpha_2 t_g + \alpha t_a)(\alpha + \alpha_1 + \alpha_3) + \alpha_3(\alpha_1 t_g + \alpha t_a)}{(\alpha + \alpha_1 + \alpha_3)(\alpha + \alpha_2 + \alpha_3) - \alpha_3^2}.$$

Coeficienţii α_1, α_2 şi α_3 depind însă de t_1 şi t_2 :

$$\alpha_1 = \frac{\sigma_1 \left[\left(\frac{T_g}{100}\right)^4 - \left(\frac{T_1}{100}\right)^4\right]}{t_g - t_1}$$

$$\alpha_2 = \frac{\sigma_2 \left[\left(\frac{T_g}{100}\right)^4 - \left(\frac{T_2}{100}\right)^4\right]}{t_g - t_2}$$

$$\alpha_3 = \frac{\sigma_3 \left[\left(\frac{T_1}{100}\right)^4 - \left(\frac{T_2}{100}\right)^4\right]}{t_1 - t_2}.$$

Pentru a calcula temperaturile t_1 şi t_2 este necesar să se cunoască valorile α_1, α_2 şi α_3 şi invers. Se aplică metoda aproximaţiilor succesive, alegînd iniţial valorile t_1 şi t_2.

Utilizarea recuperatoarelor de radiaţie în metalurgie. La o uzină metalurgică, unul din laminoarele de tablă este deservit de şase cuptoare de încălzire cu vatră mobilă, încălzite cu gaz de gazogen. Două dintre ele servesc pentru încălzirea ţaglelor înainte de laminare la cajele trio, iar celelalte, pentru încălzirea semifabricatelor înainte de cajele finisoare duo. La cuptoarele cajelor trio s-au înlocuit vechile recuperatoare de tip acicular cu recuperatoare de radiaţie cu ţevi drepte (fig. 6 :*1* — cămaşă exterioară ; *2* — căptuşeală de şamotă ; *3* — ţeavă ; *4* — cameră de aer). Recuperatorul este constituit dintr-o cămaşă metalică exterioară căptuşită cu cărămidă de şamotă. În interior, pe o circumferinţă de 700 mm, sînt amplasate 14 ţevi de 76 × 5, cu o lungime de 5 700 mm. Ţevile sînt din oţel refractar ; la ambele capete se sudează în camerele de aer respective.

Prin instalarea acestor recuperatoare productivitatea cuptorului a fost sporită cu 30% (de la 6 730 la 9 269 kg/h) comparativ cu situaţia existenţei recuperatoarelor aciculare. Concomitent consumul specific de combustibil a scăzut cu 16%. Durata de serviciu a acestor recuperatoare a fost de circa cinci ori mai mare decît cea a recuperatoarelor aciculare [1].

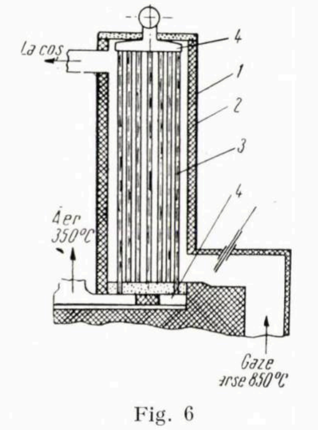


Fig. 6

Foarte răspîndită în ultimul timp este utilizarea recuperatoarelor de radiaţie pentru preîncălzirea aerului la cubilouri. Recuperatorul îndeplineşte totodată şi rolul de coş (fig. 7 :*1* — izolaţie ; *2* — conductă de aer rece ; *3* — conductă suplimentară de aer rece ; *4* — recuperator ; *5* — conductă de aer cald ; *6* — clapetă ; *7* — dispozitiv de reglare a secţiunii coşului ; *8* — orificiu pentru arzător ; *9* — orificiu pentru aer suplimentar ; *10* — gura de încălzire ; *11* — lanţ pentru închiderea coşului). Aerul cald este adus prin conducta *5* spre cutia de aer a cubiloului. Recuperatorul, conducta verticală de aer cald şi cutia de aer sînt izolate. Conducta suplimentară *3* este închisă în mod normal. Gura de încărcare *10* se închide imediat după introducerea fiecărei şarje. Prin orificiul *8* trece o ţeavă pentru alimentarea arzătorului de aprindere. Orificiul *9* se închide cu o clapetă specială, destinată reglării debitului de aer suplimentar, necesar pentru arderea gazelor în cubilou. Recuperatorul şi conducta de aer cald sînt prevăzute cu compensatoare telescopice de dilataţie.

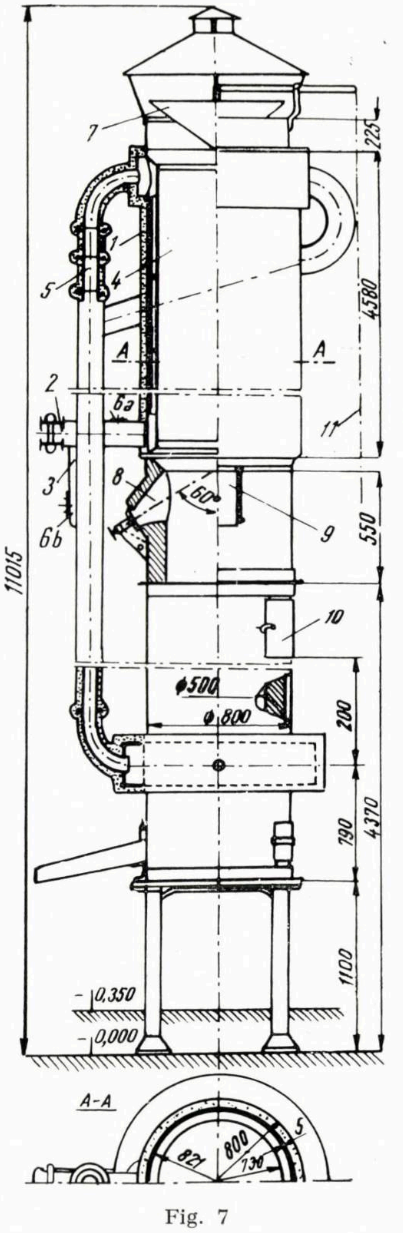


Fig. 7

Ca material, în loc de oţel refractar s-a folosit tablă de oţel carbon metalizată cu un strat de aluminiu. După sudură suprafaţa interioară a recuperatorului a fost curăţată de grăsime prin ardere cu un bec de sudură oxiacetilenică, fiind apoi sablată cu nisip. Suprafaţa astfel pregătită a fost metalizată prin pulverizare cu un strat de aluminiu cu grosimea de circa 0,5 mm [9].

Pentru a se evita supraîncălzirea materialului ţevii sau mantalei se prevăd dispozitive automate de protecţie. Un astfel de dispozitiv este constituit dintr-un termocuplu (cromel—alumel) sudat în interiorul țevii, la partea inferioară, care prin intermediul unui potențiometru electronic și în final printr-un servomotor comandă deschiderea șubărului (fig. 8 :*1* — termocuplu ; *2* — cablu de prelungire ; *3* — potențiometru electronic tip EP-120 ; *4* — regulator cu jet ; *5* — pompă de ulei VM-60 ; *6* — servomotor SP-500 ; *7* — scripete ; *8* — șubăr).

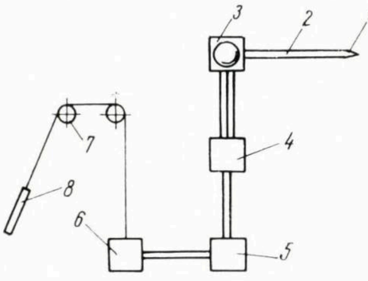


Fig. 8

La o funcționare normală a instalației automate de protecție se menține temperatura constantă a peretelui țevii cu abateri de ±20°C.

Concluzii. Principiul de funcționare impune ca recuperatorul să lucreze într-un regim de temperaturi ridicate, fapt care condiționează folosirea de oțeluri refractare.

Datorită avantajelor pe care le prezintă (coeficientul ridicat de transmisie a căldurii, gabarit redus și pierderi de presiune neglijabile pe traseul gazelor arse) recuperatoarele de radiație sînt din ce în ce mai mult folosite pentru preîncălzirea aerului necesar arderii la diverse cuptoare. Pentru ca temperatura gazelor la ieșirea din sistemul de recuperare să nu fie prea ridicată, este indicat ca după recuperatorul de radiație să urmeze o altă treaptă de recuperare : recuperator de convecție, preîncălzitor de apă etc.

BIBLIOGRAFIE

[1] Belomestnov K. A. *Experiența lucrului cuptoarelor de încălzire cu recuperatoare cu radiație-convecție.* Metallurg, nr. 1, 1962.

[2] Taiț N. Iu. ș.a. *Preîncălzirea aerului la temperaturi înalte în recuperatoare cu radiație.* Oțelul, nr. 5, 1958.

[3] Brooks S. H. și Gray F. A. *Căldura disponibilă și recuperarea ei economică în uzinele siderurgice.* Economia de energie, nr. 12, 1962.

[4] Fritzche H. și Wodarz G. *Folosirea rațională a gazelor prin introducerea recuperatoarelor.* Energietechnik, nr. 2, 1962.

[5] Evans F. C. *Les récupérateurs à rayonnement.* Chaleur et Industrie, nr. 3, 1956.

[6] Fritzche H. și Wodarz G. *Utilizarea economică a gazelor prin introducerea de recuperatoare.* Der Energiebeauftragte, nr. 6, 1962.

[7] Brown L. S. *Metallic Recuperators and Industrial Furnace.* Recuperation Journal of the Institute of Fuel, nov. 1954.

[8] Schefels G. *Recuperatoare pentru cubilouri cu aer cald.* Kohászati Lapok, nr. 1, 1962.

[9] Chudzikiewicz R. și Kukula T. *Analiza funcționării unui recuperator cu radiație pentru preîncălzirea aerului la cubilouri.* Przeglad Odlewnictwa, nr. 12, 1960.

[10] Degtev C. F. și Harcenko V. I. *Studiul recuperatoarelor de căldură cu radiație și al arzătoarelor cu două căi, folosite în atelierele de forjă.* Kuznecino-ștampovocinoe proizvodstvo, nr. 2, 1962.

Laminorul combinat al lui ARMCO. Herbster V. F. Iron and Steel Engineer, nr. 3, 1966, p. 73—82.

În scopul extinderii sortimentului de tablă și al măririi capacității de degrosisare, la uzinele din Houston ale lui Armco Steel Corp. a fost pus în funcțiune un laminor combinat de brame și tablă groasă (fig. 1 :*1* — cuptoare adînci ; *2* — transfercar ; *3* — cîntar ; *4* — caja de laminare ; *5* — foarfece de brame ; *6* — cîntar și marcator de brame ; *7* — stivuitor de brame ; *8*—destivuitor de brame ; *9*—cuptor cu propulsie ; *10* — transportor de tablă ; *11* — mașină de îndreptat pentru tablă).

Lingourile sînt încălzite în 16 celule de cuptoare adînci, aranjate în patru grupuri. Celulele au dimensiunile vetrei de 8,55 × 3,66 × 4,58 m, sînt cu un arzător dublu în partea superioară, sînt încălzite cu gaz de cocs de 4 600 kcal/Nm^3 sau cu gaz metan diluat cu aer, de 6 200 kcal/Nm^3. Debitul maxim al unui arzător dublu este de 8,8 × 10^6 kcal/h. Fiecare celulă este prevăzută cu un ventilator de 200 Nm^3/min, 50 CP, iar fiecare grup cu un coș de ∅ 2 060 mm, l = 30,5 m. Manevrarea capacelor se face cu macarale individuale prevăzute cu motoare de 15 CP pentru ridicare (150 mm în 6 s) și de 10 CP, pentru deplasare cu o viteză de 0,4 m/s.

Capacitatea unei celule este egală cu greutatea unei șarje întregi (100—150 t). Lingourile au următoarele dimensiuni : Direct conice : 560 × 1 145 mm, 660 × 1 145 mm, 685 × × 1 370 mm, 685 × 1 675 mm, 735×1 825 mm ; Invers conice : 585 × 1 145 mm, 735×1 145 mm, 710 × 1 825 mm, 990× ×1 880 mm.

În hala cuptoarelor adînci este un pod stripper de 360 t și două poduri tiegler de 31,5 t. Operatorii de pe podurile tiegler pot comanda macaralele de capace și transfercarul. Transfercarul cuprinde cinci role ∅ 455 × 1 980 mm, pasul 710 mm, acționate în comun de un motor de 50 CP și este tras cu cablu, la o viteză de 5,6 m/s, de două motoare de cîte 350/700 CP, 390/780 rot/min.

Lingourile trec la un cîntar amplasat deasupra căii cu role, acționat de un motor de 50 CP și prevăzut cu patru mesdoze. După cîntar urmează o cale cu role de 61 m, împărțită în cinci grupuri, iar în continuare calea cu role de lucru din fața cajei, cuprinzînd 12 role ∅ 610 × 4 260 mm, pasul 686—864 mm, acționate individual de motoare de 47/94 CP, 80/160 rot/min, respectiv 30, 3/60, 6 CP, 80/160 rot/min.

Caja propriu-zisă poate lucra ca slebing, cu garnitură duo, sau ca laminor de tablă groasă, cu garnitură cvarto. Cadrele sînt de tip închis, avînd o secțiune de 7 750 cm^2. Șuruburile de presiune au ∅ 350 mm, pasul 50,8 mm. Manipulatoarele din fața și spatele cajei sînt prevăzute cu patru degete răsturnătoare. Cilindrii cajei duo au ∅ 1 170 × 3 050 mm, cu calibre de refulare de 406 mm, 254 mm și 127 mm, și o tăblie netedă de 1 900 mm. Lagărele sînt cu frecare lichidă. Cilindrii sînt echilibrați hidraulic și au o viteză de reglare de 254 mm/s. Acționarea geamănă are 2 × 6 000 CP, 0/40/80 rot/min. La partea de ieșire a cajei sînt ajutaje de destunderizare pentru ameliorarea suprafeței bramelor.

Bramele laminate, avînd 76 × 610—760 × 1 675 mm sînt trecute la foarfecele cu tăiere în jos, amplasat la 68 m de caja și acționat de două motoare de cîte 500/1 000 CP, 340/680 rot/min. Foarfecele are o cursă de 458 mm și poate tăia o secțiune de 5 400 cm^2 la oțel carbon moale. Pentru fixarea lungimilor este un opritor mobil care permite tăierea lungimilor de 1 680—6 700 mm. La 24,4 m de foarfece este o stație de marcare și cîntărire, comanda operațiilor făcîndu-se de la distanță. La 15,3 m urmează un stivuitor dublu, de unde stivele sînt trecute cu un cărucior în depozitul de brame *1*, deservit de două poduri rulante cu brațe de 50 t. De aici bramele ajung la laminorul vechi de table sau în depozitul *2* al laminorului nou.

Cuptorul cu propulsie pentru încălzirea bramelor este cu patru zone, are dimensiunile vetrei de 32 × 7 m, lungimea zonei de egalizare de 7,6 m, iar productivitatea maximă de 135 t/h. Capacitatea calorică totală a cuptorului este de 78 × × 10^6 kcal/h.

In cuptor se pot încălzi brame de max. 350 × 1 675 × × 3 050 mm. Aerul este trimis de un ventilator de 1 850 m^3/min, 200 CP. Coșul are ∅ 3 050 mm, 38 m înălțime. Combustibilul este gaz metan diluat, de 6 200 kcal/Nm^3. Cuptorul este prevăzut cu patru șine de glisare, avînd 1 270 mm între ele. Bramele sînt introduse în cuptor prin intermediul unui destivuitor, al unei căi cu role și al unei mașini de împins, avînd o viteză de 165 mm/s și fiind acționată de un motor de 150 CP.

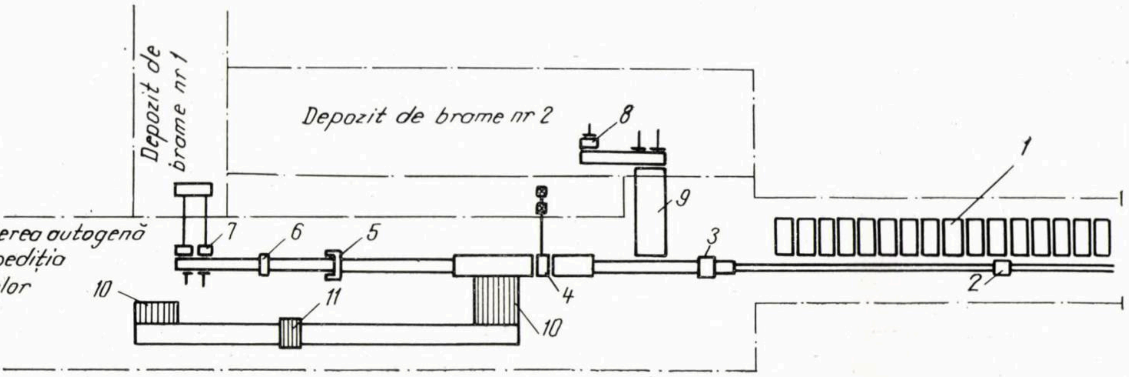


Fig. 1

Trecerea de la garnitura duo la cvarto se face prin intermediul unui cărucior și durează 30 min. Garnitura cvarto cuprinde cilindri de lucru din fontă ∅ 1 000 × 4 060 mm, cu lagăre cu rulmenți și cilindri de sprijin din oțel ∅ 1 525 × × 3 950 mm. La garnitura cvarto, viteza de reglare a șuruburilor de presiune este de 23,6 mm/s. Calea cu role din față are acționare alternativă, permițînd rotirea bramelor. Pentru îndepărtarea țunderului de pe suprafața materialului se folosește o cutie hidraulică la ieșirea din cuptor și ajutaje la cajă, alimentate de două motoare de cîte 1 500 CP, 275 m^3/h, 112 at.

Tablele laminate au 9,5 — 153 mm grosime, 1 530 — — 3 900 mm lățime și max. 18 t greutate. După laminare tablele trec printr-un transportor de 20,8 m și o cale cu role de 35,8 m, la o mașină de îndreptat cu cinci role superioare și patru inferioare (∅ 330 mm, l = 4 650 mm, p = 406 mm) prevăzute cu 27 role de sprijin ∅ 400 mm. Rolele au o viteză de 6—18 m/min și sînt acționate de un motor de 500 CP. În fața și în spatele mașinii de îndreptat sînt instalații de stropire, cu un debit maxim de 900 m^3/h, la 3,6 at.

După îndreptare, tablele trec prin intermediul unei căi cu role de 55 m lungime la un transportor de 12,2 m, de unde sînt luate cu un pod rulant de 30 t cu brațe sau magneți. În final, tablele sînt tăiate autogen și apoi expediate sau trecute la secția de tratament termic.

Un laminor nou de sîrmă și profile mici. Iron and Steel, martie 1966, p. 86—87.

La uzinele Dosco Steels Ltd. Montreal (Canada) a fost montat un laminor de sîrmă și profile mici, al cărui sortiment cuprinde rotund de 5—38 mm, pătrat de 9,5—38 mm, lat de 50,8—102 mm și cornicre obținute din țagle de 76×76—89—89 mm secțiune și 12,2 mm lungime. Sîrma și oțelul rotund cu diametrul de 12,7—28,6 mm se pot livra în colaci, iar restul de produse, în bare. Sortimentul cuprinde oțel carbon pînă la 1 % C, oțeluri cu Si-Mn și slab aliate. Capacitatea finală este de 450 000 t/an în 17 schimburi/săptămînă ; pentru realizarea acestei producții laminorul va avea patru fire pentru sîrmă și două fire pentru profile. În etapa inițială se instalează numai două fire pentru sîrmă și un fir pentru profile, cuprinzînd în total 24 de caje. S-a prevăzut posibilitatea instalării a trei caje verticale pentru cornicre și oțel lat.

Legăturile de țagle, de max. 50 t, sînt depuse pe un grătar de sortare, de unde țaglele trec pe o cale cu role, prevăzută cu cîntar, în cuptorul cu propulsie de 100 t/h.

După încălzire, țaglele ajung prin intermediul unui dispozitiv de ghidare la caja nr. 1, în fața căreia sînt foarfece de șutare și divizare. În etapa inițială, laminorul constă dintr-un tren degrosisor cu opt caje ∅ 430 mm, dintr-un tren intermediar I cu patru caje ∅ 355 mm, dintr-un tren intermediar II cu patru caje ∅ 320 mm și dintr-un tren finisor cu opt caje ∅ 265 mm. Toate cajele sînt duo și au acționare individuală, cu excepția trenului finisor care este acționat în comun. Lagărele cilindrilor sînt cu rulmenți cilindrici, așezați pe mai multe rînduri. Cajele sînt acționate de motoare de curent continuu, prin intermediul unor reductoare, caje de angrenaj, cuplaje elastice și bare de cuplare. Cilindrii superiori sînt echilibrați cu arcuri. Cadrele cajelor sînt de tip închis. Între caje sînt ghidaje cu role, distribuitoare și dispozitive de dețunderizare. Cajele intermediare sînt prevăzute cu dispozitive de reglare în plan orizontal, pentru schimbarea calibrelor. Între trenurile de laminare sînt foarfece volante pentru șutare și intervenție în cazul deranjamentelor, prevăzute cu dispozitive de evacuare a șutajelor.

În cazul profilelor de secțiune mai mare, al oțelului lat și al cornierelor, laminarea se termină în trenul intermediar I iar barele, după ce sînt divizate la un foarfece volant, sînt trecute la un pat de răcire simplu, de 107 m lungime, prevăzut cu grătare mobile, buzunare de îndreptare și dispozitiv de colectare a barelor înainte de tăiere. Viteza de laminare și de intrare a materialului pe pat este de 10—11 m/s. În etapa finală, patul se va dubla, prin construcția unei a doua secții, identică cu prima. După răcire, barele ajung la un foarfece de debitare de 350 t, prevăzut cu opritor mobil, și în continuare trec la cîntar și stivuitor.

Profilele de secțiune mică se obțin la trenul intermediar II, la o viteză maximă de laminare de 12,2 m/s, iar în continuare sînt divizate la un foarfece volant și apoi trec la patul de răcire utilizat și pentru profile din gama superioară a dimensiunilor.

Profilele livrate în colaci se obțin la trenul intermediar I sau II și trec la două vîrtelnițe, iar de acolo, prin intermediul unor stații de sincronizare, la transportorul de colaci.

Sîrma se laminează în două fire la trenul finisor, cu o viteză maximă normală de 31,5 m/s, dar motoarele au fost dimensionate pentru 35,5 m/s. Patru vîrtelnițe, prevăzute cu suflare de aer (pentru tratament termic și reducerea țunderului secundar), formează colacii de sîrmă, care prin intermediul unor stații de sincronizare ajung la un transportor de predare și apoi la transportorul de răcire primară, iar în final la transportorul cu cîrlige, avînd o lungime utilă de circa 460 m. În etapa finală, dispozitivele de înfășurare și evacuare se vor dubla, iar transportorul cu cîrlige se va extinde pînă la o lungime utilă de 760 m. După răcirea pe transportorul cu cîrlige, colacii sînt controlați, legați, marcați și apoi descărcați automat pe brațele dispozitivului de primire, de unde sînt preluați de poduri rulante cu dispozitive „C" și transportați în depozit.

Modernizări pentru îmbunătățirea calității produselor plate. Mazurie J. V. Iron and Steel Engineer, nr. 4, 1966, p. 125—128.

Laminorul de tablă și benzi de 3 350 mm de la U.S.S.C. Geneva cuprindea în 1955 următoarele : trei cuptoare cu propulsie, o cajă degrosisoare de dețunderizare duo orizontală, o cajă de lățire, o cajă degrosisoare cvarto-reversibilă, o cajă finisoare de dețunderizare, șase caje finisoare cvarto și două înfășurătoare cu dorn fix. În scopul îmbunătățirii calității produselor s-au făcut o serie de lucrări de modernizare.

Cuptoarele cu propulsie au fost reconstruite pentru a asigura o încălzire uniformă și o productivitate mărită cu 60 % și s-a adăugat un al 4-lea cuptor. Cuptoarele sînt trizonale, prevăzute cu recuperatoare și sînt conduse dintr-un post central de comandă.

În spatele cajei reversibile au fost montate ajutaje cu apă sub presiune, avînd pasul de 127 mm și un unghi de înclinare de 15°. Pentru obținerea unei suprafețe curate, la caja reversibilă au fost montate și ajutaje pentru aburi. Pentru a mări eficacitatea desțunderizării, presiunea apei la ajutajele din fața trenului finisor a fost mărită de la 84 la 140 at.

Acționarea căii cu role intermediare dintre trenul degrosisor și finisor, fiind inițial cu tensiune constantă, n-a permis modificarea vitezei. Prin trecerea la tensiune variabilă, viteza căii cu role se poate sincroniza cu viteza de laminare în trenul finisor, ținînd cont și de reducerea în prima caje. În felul acesta se asigură o răcire uniformă a benzii prin stropirea pentru desțunderizare și diferențe mici de temperatură între capetele semilaminatului.

Reglarea automată a grosimii benzii la trenul finisor, instalată în 1959 și modificată în 1964—1965, cuprinde în principiu două sisteme : reglarea tracțiunii și reglarea șuruburilor de presiune. Sistemul de reglare a tracțiunii acționează prin intermediul vitezelor a două sau mai multe caje (în general cajele 5 și 6 sau 4, 5 și 6). Sistemul lucrează în circuit închis și servește în primul rînd pentru eliminarea variațiilor de grosime datorite urmelor șinelor de glisare din cuptoarele cu propulsie sau datorite schimbărilor bruște de temperatură. Sistemul de reglare a șuruburilor de presiune coboară șuruburile pentru a compensa creșterea grosimii care apare în urma scăderii continue a temperaturii de-a lungul benzii. După laminarea unei benzi, șuruburile revin automat în poziția inițială. Reglarea automată a șuruburilor de presiune a necesitat introducerea lagărelor cu rulmenți sub fiecare șurub pentru a micșora frecările. Sistemul lucrează în circuit deschis, este comandat de regulatorul de tracțiune și programat de poziția capătului posterior al benzii. Sistemul este foarte elastic, oricare din caje putînd fi utilizată pentru reglare automată. Regulatoarele primesc semnalul de la mesdozele montate în cadrele cajelor.

Pentru a permite reglarea săgeții cilindrilor și a reduce diferența de grosime pe lățimea benzii s-au montat dispozitive hidraulice de încovoiere a cilindrilor de lucru la cajele finisoare 2, 4, 5 și 6. Dispozitivele lucrează în timpul laminării, sînt comandate de operator și acționează simultan la două din cele patru caje arătate. Utilizînd încovoierea hidraulică a cilindrilor, diferența de grosime pe lățime scade sub 0,05 mm.

Calea cu role de evacuare de la trenul finisor inițial a fost proiectată numai pentru tablă groasă, avînd pasul de 915 mm și fiind prevăzută cu plăci de acoperire. La laminarea benzilor răcirea nu era uniformă, plăcile de acoperire deteriorau deseori suprafața inferioară și împiedicau deplasarea continuă a grosimilor mici. Pentru a elimina aceste neajunsuri, plăcile de acoperire au fost eliminate, au fost montate role noi cu pasul de 455 mm, iar instalația de stropire a fost înlocuită cu una nouă, constînd din cinci secțiuni superioare și cinci secțiuni inferioare, lucrînd la presiune variabilă (0—17,5 at). Alimentarea ajutajelor se face la o instalație nouă, cuprinzînd trei pompe de cîte 1 920 Nm^3/h.

Unul din înfășurătoarele vechi a fost demontat și s-au instalat două înfășurătoare noi, avînd tamburele acționate. Înfășurătoarele noi sînt dimensionate pentru benzi în rulouri de max. 12,7 mm grosime, max. 2 030 mm lățime și max. 12,4 kg/mm lățime, înfășurate la o viteză maximă de 12 m/s. Întregul ciclu de înfășurare și evacuare este automatizat. Capătul posterior al benzii este poziționat automat la partea inferioară a ruloului, care este predat automat la transportorul cu plăci. S-au înfășurat și benzi de peste 12,7 mm grosime.

În urma modernizării laminorului, produsele acestuia asigură calitățile impuse benzilor și tablelor de către consumatori.

Controlul defectelor produselor plate. Mc. Lean C. J. Blast Furnace and Steel Plant, nr. 3, 1966, p. 231—240.

Metodele moderne de vopsire a tablelor subțiri impun o calitate foarte bună a suprafeței, ceea ce se poate obține numai printr-o conducere corectă a procesului tehnologic, începînd de la elaborarea oțelului pînă la laminarea la rece.

La elaborarea oțelului, factorii de bază care influențează calitatea suprafeței tablelor sînt : conținutul de carbon și oxigen, temperatura de turnare, fierberea corectă. În condițiile de la Indiana Harbor, condițiile optime sînt realizate cînd baia topită are 0,06 % C și 1 575°C. Prin adăugarea feromanganului cu conținut ridicat de carbon (7 %) în oală se obține 0,08 % C și 0,35 % Mn, cu o temperatură a oțelului lichid în lingotieră de 1 520°C. Utilizarea feromanganului cu conținut ridicat de carbon, pe lîngă o fierbere mai activă, asigură un conținut mai redus de siliciu al oțelului.

Defectele cele mai frecvente de suprafață la turnarea lingourilor sînt cojile. Cele de dimensiuni mari sînt ușor de identificat dar nu sînt eliminate complet prin flamare la cald, pe cînd cele mici nu reprezintă o problemă, deoarece sînt flamate. Pe baza cercetărilor efectuate la uzină, a rezultat că cojile mari se formează datorită înclinării jetului și stropirii pereților lingotierelor, în prima fază a turnării cînd dopul este numai parțial deschis. Cojile formate prin stropire de la baza lingotierei sau după deschiderea completă a dopului sînt de dimensiuni mici și pot fi eliminate prin flamare. Pentru a se evita formarea cojilor mari s-au încercat diverse metode, toate bazate pe principiul conducerii jetului în timpul turnării spre a se preveni stropirea pereților.

Elementul de bază în faza de degrosisare a lingourilor, care asigură o suprafață bună a tablelor, este flamarea la cald a bramelor. Este de remarcat că proporția de semifabricate flamate în flux (la cald) a crescut în S.U.A. de la sub 10 %, în 1950, la peste 35 %, în 1965. La Indiana Harbor prin flamare se îndepărtează 2,3 mm de pe fiecare față a bramei. Deși în felul acesta nu se pot îndepărta cojile și defectele mari, nu este indicat a se mări adîncimea de flamare. Pe lîngă o pierdere mai mare de oțel se micșorează grosimea stratului exterior cu pericolul de apariție a suflurilor. Pe de altă parte, adîncimea actuală de flamare se obține prin viteza minimă recomandabilă (fig. 1) ; o adîncime mai mare s-ar putea obține numai prin mărirea presiunii oxigenului, ceea ce ar produce muchii nedorite.

Din practică a rezultat o calitate mai bună a benzilor în cazul unei temperaturi finale de laminare la slebing mai ridicate. Astfel, se recomandă ca temperatura minimă la sfîrșitul laminării bramelor să fie de 1 135°C la oțelul necalmat și calmat mecanic, respectiv de la 1 150°C la oțelul calmat special. Scăderea temperaturii este dezavantajoasă și la flamare, deoarece reduce grosimea stratului îndepărtat (fig. 2).

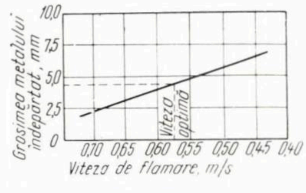


Fig. 1

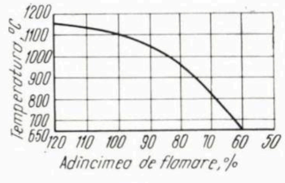


Fig. 2

Creștarea cilindrilor slebingului trebuie să fie fină, astfel ca să nu se producă defecte de suprafață datorită alunecării și nici crăpături mari datorită tensiunilor termice. Presiunea oxigenului la flamare este indicat să fie diferită la capătul superior față de cel inferior. Deoarece pe fața inferioară a bramei nu rămîne zgură și metal lichid care prin preîncălzire ajută procesul de flamare, se recomandă ca presiunea oxigenului să fie mai ridicată la capetele inferioare de flamare.

Încălzirea bramelor în cuptoarele cu propulsie, pe lîngă temperatura dorită, trebuie să asigure formarea unui țunder ușor îndepărtabil și suficient de gros pentru a elimina și defectele mici de suprafață.

La Indiana Harbor s-a dovedit că pentru o desțunderizare eficace, în fața trenului finisor presiunea apei trebuie să fie de min. 130 at (la trenul degrosisor este de numai 76 at). Pentru a se evita înfundarea ajutajelor se utilizează apă curată, iar ajutajele sînt autocurățitoare. Defecte de suprafață pot apărea datorită stării cilindrilor sau zgîrieturilor produse de ghidaje, role, înfășurătoare. Pentru a detecta aceste defecte și a le elimina, la fiecare oră se desfășoară un rulou luat de pe transportor și se controlează ambele fețe ale benzii, pe toată lungimea ruloului.

La secţia de laminare la rece, defectele de suprafaţă apar din cauza zgîrieturilor şi a deformărilor produse de contractul de ghidaje, gropi de buclare, role de întindere, desfăşurătoare şi înfăşurătoare etc. Pentru a se evita apariţia acestor defecte, utilajele respective trebuie proiectate în mod corespunzător, iar procesul tehnologic controlat în permanenţă.

Îmbunătăţirea calităţii oţelului pentru zale de şenile. Severiuhin N. V. Liteinoe proizvodstvo, nr. 5, 1966, p. 46—47.

Zalele de şenile, precum şi unele piese rezistente la uzură (ca bilele şi grătarele pentru mori, bandajele pentru mori cu ciocane) se toarnă din oţel austenitic manganos cu raportul optim Mn :C = 9—10. Oţelul se elaborează în cuptoare electrice cu arc bazice de 5 t, prin metoda oxidării, pornind de la încărcătură proaspătă sau prin retopirea deşeurilor proprii.

Călirea pieselor se face de la temperatura de 1 050—1 080°C, duritatea după călire fiind de 160—207 HB.

S-a constatat că o dată cu mărirea proporţiei de MnO în oţel creşte tendinţa de crăpare a zalelor.

O importanţă deosebit de mare o are dezoxidarea băii la elaborare, care se face cu 0,3—0,8 % FeMn şi 0,3 % FeSi. Silicomanganul asigură rezultate optime.

La oţelurile obţinute prin retopirea deşeurilor proprii proporţia de crăpături este mai mare (cu 45 %) faţă de oţelurile elaborate prin oxidare.

Tendinţa de crăpare creşte o dată cu temperatura de turnare şi o dată cu mărirea conţinutului de fosfor peste 0,1 %. Pentru a micşora această tendinţă oţelul se aliază cu 0,2—0,8 % Ni.

Temperatura optimă de evacuare a oţelului din cuptor este de 1 475—1 490°C ; cea de început de turnare, de 1 455—1 470°C.

Transcristalizarea în piesele turnate indică o calitate inferioară a oţelului. Ea este eliminată prin următorul tratament termic : menţinere timp de 12—15 h la 600—650°C, răcire cu cuptorul pînă la 300°C şi apoi în aer.

Dezoxidarea oţelului în oală cu 1,5—1,7 kg Ti/t şi 0,6 kg Al/t asigură proprietăţile mecanice cele mai ridicate.

La uzină se împrospătează în mod sistematic deşeurile proprii : de două ori pe an, timp de o săptămînă, oţelul austenitic manganos se elaborează numai prin metoda oxidării, iar deşeurile proprii din turnătorie se îndepărtează. Acest lucru se justifică din punct de vedere economic prin îmbunătăţirea calităţii şi prin mărirea posibilităţii în exploatare a pieselor turnate.

Folosirea aerului îmbogăţit în oxigen la topirea fontei în cubilou. Langner E. E., Carlson R., Hamilton J. A. şi Koeplin W. Z. Modern Castings, mai, 1966, p. 192—197.

S-a determinat influenţa îmbogăţirii aerului în oxigen în proporţie de 21—27 %, asupra productivităţii unui cubilou acid cu diametrul de 820 mm şi a unui cubilou bazic cu diametrul de 900 mm, precum şi asupra temperaturii fontei şi a gradului de carburare a acesteia.

Îmbogăţirea aerului cu oxigen duce la carburarea fontei cu 0,1—0,3 %, la creşterea temperaturii fontei (cu 22—72°C) şi la mărirea productivităţii cubiloului (fig. 1).

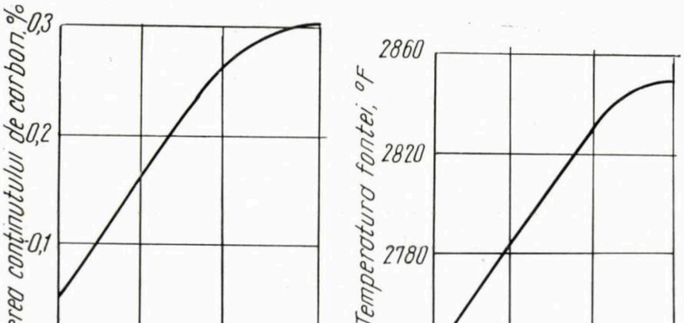


Fig. 1

Efectul stimulator al stronţiului din ferosiliciu şi din alţi inoculanţi pe bază de siliciu. Dowson J. V. Modern Castings, mai, 1966, p. 171—177.

În prezent, cei mai mulţi modificatori utilizaţi sînt pe bază de siliciu (peste 70—80 % Si). La fonte (atît cu grafit lamelar, cît şi cu grafit nodular), modificarea duce în principal la mărirea numărului de celule eutectice şi prin aceasta la creşterea valorii rezistenţei. Fiecare celulă eutectică sau nodulară de grafit reprezintă nucleul de unde începe solidificarea.

Se ştie că ferosiliciul pur sau siliciul pur nu prezintă decît un foarte slab efect modificator în fonte. Cu cît conţinutul de aluminiu şi cel de calciu în ferosiliciu este mai mare, cu atît efectul modificator este mai pronunţat. Unele mărci de ferosiliciu pot conţine proporţii diferite de mangan, zirconiu şi bariu, însă efectul modificator al acestor elemente este destul de slab.

Conţinutul de calciu în ferosiliciu poate ajunge pînă la 2 %, iar cel de aluminiu, pînă la 5 %. Conţinuturile ridicate de aluminiu pot duce însă la apariţia suflurilor.

În cazul turnării pieselor cu pereţi subţiri din fontă cu grafit lamelar şi mai ales din fontă cu grafit nodular adesea se pune problema măririi efectului grafitizant al modificatorilor.

Din acest punct de vedere a fost studiată influenţa stronţiului din ferosiliciu. Ferosiliciul cu stronţiu a fost elaborat pornind de la fier Armco, siliciu pur şi stronţiu în atmosferă protectoare de argon. Conţinutul de stronţiu a variat între 0 şi 4 %. Gradul de asimilare a lui a fost de 50 %. Efectul grafitizant a fost comparat cu cel obţinut în cazul folosirii ferosiliciului cu 75 % Si, 1,2 % Al şi 0,8 % Ca. Compoziţia fontei înainte de modificare a fost : 3,0 % C, 1,8 % Si, 0,50 % Mn, 0,10 % S, sub 0,1 % P.

Rezultatele experienţelor arată că adaosurile de stronţiu metalic şi cele de siliciură de stronţiu nu prezintă nici un efect grafitizant. În schimb, ferosiliciul cu 2 % stronţiu asigură efectul maxim de modificare, în cazul condiţiilor date de lucru (numărul maxim de celule eutectice şi nodule de grafit) (fig. 1 : *1* — ferosiliciu normal ; *2* — ferosiliciu cu stronţiu).

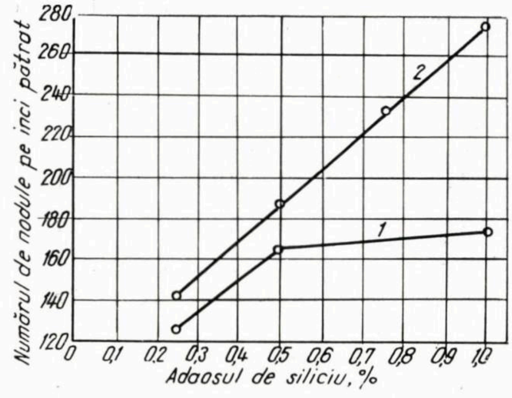


Fig. 1

Prezenţa calciului în ferosiliciu anihilează efectul stronţiului, iar prezenţa aluminiului îl măreşte.

Acelaşi efect al stronţiului se constată şi în prealiajele de Cu-Si.

În fontele cu grafit lamelar, acelaşi efect se poate obţine şi în cazul adăugării unui amestec de stronţiu şi ferosiliciu.

Modificatorii cu stronţiu sînt mai scumpi, iar folosirea lor ar putea fi justificată numai în cazul turnării pieselor cu pereţi subţiri.

Proprietățile fontei pestrițe aliate cu crom, nichel și vanadiu, pentru cilindrii de laminor. Skoblo T. C. Liteinoe proizvodstvo, nr. 5, 1966, p. 43–45.

S-au determinat proprietățile fizico-mecanice și de uzură ale fontelor aliate cu Cr, Ni și V, destinate turnării cilindrilor finisori de la laminoarele de profile.

Compoziția fontelor studiate este indicată în tabela 1.

Proprietățile au fost determinate pe probe cu diametrul de 200 și înălțimea de 400 mm, care prezintă aceleași viteze de răcire ca și tăblia cilindrilor cu diametrul de 850 mm, pe o adîncime de 100 mm de la suprafață.

Elaborarea fontei s-a făcut într-un cuptor de inducție acid, de 200 kg, încărcătura constînd din 50 % deșeuri de cilindri, 40 % fontă brută FK 2 și 10 % deșeuri din oțel. Feroaliajele și nichelul s-au introdus în fontă la 5–7 min înainte de turnare. Temperatura de evacuare a fontei a fost de 1 450–1 500°C, iar cea de turnare, de 1 370–1380°C.

Vanadiul duce la eliminarea segregației dendritice a sulfului și a fosforului, la finisarea dendritelor de austenită și la mărirea numărului celulelor eutectice (tabela 2).

Tabela 1

Nr. șarjei	Compoziția chimică, %							
	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	V
1	3,35	0,58	0,67	0,13	0,054	0,63	0,91	—
2	3,04	0,79	0,69	0,13	0,079	0,85	0,87	0,13
3	2,84	0,97	0,64	0,14	0,044	0,46	0,30	0,40
4	3,00	1,51	0,47	0,23	0,042	1,62	0,10	0,24

Tabela 2

Locul de luare a probelor pe rază la distanța de, mm	Numărul celulelor eutectice pe cm² la fontele nr.			
	1	2	3	4
20	82	97	102	99
100	76	83	80	82
nr. mediu de grăunți pe secțiune	79	86	91	91

Se constată că la fontele nr. 1, 3 și 4 dimensiunile celulelor eutectice sînt mai uniforme pe secțiunea tăbliei.

La fontele aliate cu vanadiu, indiferent de conținutul de crom și nichel, separările de grafit se prezintă sub forma unor lamele mai groase și cu un grad mai ridicat de izolare.

În tabela 3 se arată variația proporției de grafit, cementită și perlită pe secțiunea cilindrului.

Rezultă că adaosul de vanadiu asigură o repartizare uniformă a grafitului pe secțiunea cilindrului; astfel, la fontele nr. 2, 3 și 4 variația medie a conținutului de grafit a fost de numai 26 %, în timp ce în fonta nr. 1, fără vanadiu, a fost de 45 %.

În fontele aliate cu vandiu se constată, de asemenea, o repartizare uniformă a cementitei.

În toate fontele s-a constatat prezența incluziunilor de MnS, iar în fontele cu 0,24 și 0,40 % V, nitruri de vanadiu.

Gradul de dispersie a perlitei depinde de aliere. Pentru fontele nr. 1, 2, 3 și 4 distanța interlamelară la perlită a fost de 0,8–1,3 ; 0,3 ; 0,3–0,8 și corespunzător de 0,3 μ.

Deși conținutul de fosfor este scăzut (0,13–0,14%P), totuși în structură sînt prezente separările de eutectic fosforos, datorită segregării fosforului la vitezele mici de solidificare a cilindrilor de laminor.

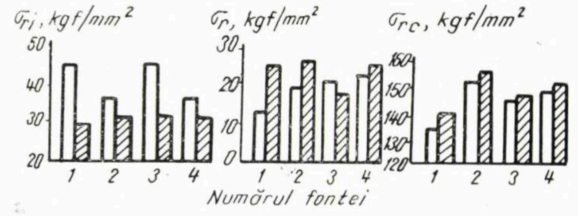


Fig. 1

În tabela 4 se dau valorile microdurității constituenților structurali, determinate la aparatul PMT—3, la o sarcină de 100 g, iar pentru eutecticul fosforos, de 50 g.

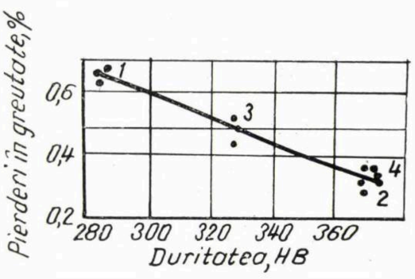


Fig. 2

La fontele aliate cu vanadiu microduritatea perlitei este mai mare, datorită gradului de dispersie mai ridicat. Vanadiul mărește de asemenea și microduritatea cementitei.

Variația conținutului de nichel în limitele 0,10–0,91 Ni, precum și a cromului în limitele 0,46–1,62 % nu a influențat

Tabela 4

Constituentul structural	Microduritatea, kgf/mm², la fontele nr.			
	1	2	3	4
Perlita	297	350	383	394
Cementita	885	1 100	1 195	1 138
Eutecticul fosforos	765	645	695	705

Tabela 3

Nr. crt.	Cantitatea de componenți structurali la distanța (în mm) de la suprafața tăbliei neprelucrate, %											
	Grafit				Cementită				Perlită			
	25	50	75	100	25	50	75	100	25	50	75	100
1	1,12	1,85	1,02	1,70	31,0	31,0	27,0	27,5	67,88	67,15	71,98	70,8
2	0,55	0,65	0,75	0,55	41,0	39,5	40,5	40,0	58,45	59,85	58,75	59,4
3	1,05	1,05	0,95	1,15	26,5	26,0	26,0	26,0	72,45	72,95	73,05	72,3
4	1,30	1,25	1,20	1,25	35,0	33,5	33,5	33,2	63,70	65,25	65,60	65,5

sensibil gradul de dispersie şi microduritatea constituenţilor structurali.

Rezistenţa (σ_r, σ_{ri}, σ_{rc}) fontelor aliate cu vanadiu este mai ridicată decît a fontelor nealiate (fig. 1 :coloanele albe — epruvete axiale ; coloanele haşurate — epruvete radiale).

Rezilienţa fontelor cu vanadiu este de 1 kgfm/cm^2, faţă de 0,4 kgfm/cm^2 la fontele nealiate cu vanadiu.

Duritatea fontelor nr. 1, 2, 3 şi 4 la distanţa de 25 mm de la suprafaţă a fost de 282—367—329—368 HB.

S-au efectuat încercări de uzură abrazivă pe probe cu diametrul de 4,5 mm şi lungimea de 30 mm, la maşina HC-B, folosindu-se hîrtie de şlefuire cu grăuntele maxim 100—75 μ. Durata de încercare a fost de 3,5 min. Uzura a fost determinată prin pierderea în greutate. S-a constatat că uzura minimă o au fontele cu 0,13% V (fig. 2).

RECENZII

Colectiv ing. Ivo Zádný. **Výroba oceli v kyslikových convertorech** (Elaborarea oţelului în convertizoare cu insuflare de oxigen). Praga, 1966, 208 pag., 75 fig.

Lucrarea mai sus intitulată a fost elaborată de un colectiv de cinci specialişti din R.S.Cehoslovacă, coordonat de ing. Ivo Zádný. Scrisă la un nivel mediu, cartea se adresează tehnicienilor şi inginerilor din oţelării, din institute de cercetări, putînd servi şi studenţilor care se specializează în elaborarea oţelurilor.

În ordinea capitolelor se prezintă : „Apariţia şi dezvoltarea elaborării oţelului în convertizoare cu insuflare de oxigen”, „Procesele metalurgice la elaborarea oţelurilor în convertizoare cu insuflare de oxigen”, „Insuflarea oxigenului în baie metalică”, „Bilanţul termic la elaborarea oţelurilor în convertizoare cu insuflare de oxigen”, „Diferite metode de elaborare în convertizoare cu insuflare de oxigen”, „Alcătuirea şarjei pentru elaborarea oţelurilor în convertizoare cu insuflare de oxigen“, „Construcţia convertizoarelor cu insuflare de oxigen şi instalaţiile lor principale”, „Captarea şi manipularea gazelor rezultate la elaborarea în convertizoare cu insuflare de oxigen“, „Zidirea convertizoarelor cu insuflare de oxigen“, „Conducerea elaborării oţelurilor în convertizorul cu insuflare de oxigen“, „Aspectele economice la elaborarea oţelurilor în convertizoare cu insuflare de oxigen“ şi „Perspectivele elaborării oţelurilor în convertizoare cu insuflare de oxigen”. Sub formă de anexă se sistematizează caracteristicile principale ale tuturor oţelăriilor existente sau în curs de construcţie din toate ţările.

Cu toate că partea care se referă la procesele metalurgice, care au loc în convertizor, se bazează în cea mai mare parte pe literatura străină, autorii prezentei monografii valorifică şi unele din încercările personale, dîndu-i în acest mod părţii un pronunţat caracter original. Sugestive şi deosebit de utile sînt schemele care prezintă curenţii de metal în diferitele etape ale elaborării, precum şi calculul vitezei de insuflare a oxigenului pentru diferitele perioade ale procesului de elaborare.

Insuficient abordate sînt capitolele privind bilanţul termic şi prezentarea metodelor speciale de lucru la convertizorul cu insuflare de oxigen, în cazul ambelor capitole autorii limitîndu-se doar la unele consideraţii generale.

Tendinţelor actuale în construcţia oţelăriilor cu convertizoare cu insuflare de oxigen, analizate pe baza celor existente sau în curs de construcţie, li se acordă un spaţiu suficient de mare, fiind prezentate oţelării ca acelea de la Cleveland (S.U.A.), Picaguera (Brazilia), Duissburg (R.F.G.), Skopjie (R.S.F.I.), Dunkerque (Franţa) şi Kosice (R. S. Cehoslovacă).

Nu se dau nici un fel de indicaţii pentru dimensionarea convertizorului, iar unele variante de execuţie a tuburilor de insuflare a oxigenului nu ridică nivelul acestui capitol.

Captarea gazelor rezultate în procesul de elaborare a oţelului în convertizoare cu oxigen, soluţiile de zidire a convertizoarelor şi cele mai indicate materiale refractare folosite la zidire sînt bogat prezentate.

Foarte interesante ni se par noţiunile care se referă la aspectele economice ale elaborării oţelurilor în convertizoare cu insuflare de oxigen şi consideraţiile privind perspectivele dezvoltării acestor agregate în oţelării.

Trecînd peste cele cîteva aspecte negative, apreciem lucrarea specialiştilor cehi ca o încercare reuşită, aceasta cu atît mai mult, cu cît se are în vedere şi faptul că beneficiază de puţină experienţă practică în domeniul producerii oţelurilor în convertizoare cu insuflare cu oxigen.

Ing. *C. Rădulescu*

L. Colombier şi J. Hochmann. **Aciers inoxydables. Aciers réfractaires** (Oţeluri inoxidabile şi refractare). Paris, Dunod, 1965, 636 pag., 250 fig.

Această lucrare a devenit clasică în materie şi noua ediţie vine cu îmbunătăţiri substanţiale care ţin seama de progresul realizat în domeniul oţelurilor inoxidabile şi refractare. Se face nu numai descrierea oţelurilor sau a aliajelor existente, ci şi un studiu complet al numeroaselor fenomene relative la coroziune şi la comportarea metalelor supuse la solicitări mecanice la cald.

Prima parte a cărţii este consacrată oţelurilor inoxidabile şi cuprinde, pe lîngă analiza oţelurilor celor mai cunoscute — martensitice, feritice cu crom, austenitice cu crom-nichel — şi a numeroaselor lor derivate, şi un studiu competent al oţelurilor mai noi.

Studiul diferitelor tipuri de coroziune a fost pe larg dezvoltat în partea a doua, arătîndu-se şi comportarea oţelurilor descrise în diverse medii agresive.

Partea a treia se ocupă cu studiul oţelurilor refractare ; după descrierea metodelor de studiu, a rezistenţei chimice la temperaturi înalte, urmează o analiză completă a comportării diverselor metale şi descrierea oţelurilor utilizate în aceste condiţii.

Nu lipseşte nici descrierea procedeelor de fabricaţie şi de punere în lucru a tuturor oţelurilor tratate.

Aplicaţiile tot mai numeroase ale oţelurilor inoxidabile conferă acestei lucrări o deosebită utilitate pentru ingineri şi tehnicieni, ca şi pentru cercetătorii din laboratoare.

Ing. *Teodosia Oprescu*

N. V. Makedonskii. **Laboratornii praktikum po kursu „Metallurghia liteinovo proizvodstva“** (Indrumar de laborator pentru cursul „Metalurgia turnării metalelor”). Minsk, Editura Şcoala Superioară.

Lucrarea constă din două părţi : partea I „Aliaje” (editată în 1964) şi partea a II-a „Topirea” (editată în 1966). Ea reprezintă un îndrumar destinat în principal studenţilor de la specialitatea turnătorie pentru efectuarea lucrărilor de laborator.

În partea I a lucrării, intitulată „Aliaje”, sînt descrise 17 lucrări de laborator care privesc determinarea tensiunii superficiale, viscozitatea, contracţia, retasura, tensiunile interne, gazele şi segregaţiile în aliajele lichide şi solide de turnătorie (cap. I). Se prezintă apoi metoda de determinare a influenţei vitezei de răcire şi a alierii asupra structurii fontelor cenuşii (cap. II), influenţa modificării, a vitezei de răcire precum şi a regimului de recoacere asupra structurii fontelor maleabile (cap. III).

Lucrările din capitolele IV şi V se referă la structura oţelurilor şi aliajelor neferoase în stare turnată şi la influenţa tratamentului termic asupra acestei structuri.

În partea a II-a a lucrării, intitulată „Topirea", sînt descrise lucrările de laborator privind determinarea presiunii şi debitului de aer la cubilouri, a temperaturii fontei lichide şi a gazelor de cubilou, precum şi a compoziţiei acestora din urmă, a viscozităţii zgurei, disocierii carbonaţilor, a reactivităţii cocsului şi a desulfurării fontei în afara cubiloului. Este dat de asemenea calculul încărcăturii, al bilanţului de materiale şi de căldură.

La începutul fiecărei lucrări de laborator se prezintă pe scurt noţiunile de bază, apoi se descrie aparatura şi modul de lucru.

Lucrarea conţine numeroase date teoretice, care constituie un preţios material de documentare în vederea adîncirii problemelor legate de proprietăţile de turnare şi structurale ale aliajelor turnate, precum şi ale celor legate de tehnologia de elaborare a fontei în cubilou.

În comparaţie cu îndrumarele editate pînă în prezent în acest domeniu (cele ale lui V. N. Razumov şi N. I. Pristupliuk), lucrarea recenzată este cea mai completă dintre toate.

Constatăm însă că partea a II-a a lucrării „Topirea" se referă numai la topirea fontei în cubilou. Ţinînd seama de faptul că în partea I sînt deopotrivă analizate fontele, oţelurile şi aliajele neferoase, ar fi fost poate indicat ca partea a II-a să cuprindă de asemenea lucrări de laborator privind elaborarea oţelului şi aliajelor neferoase.

Îndrumarul de laborator ar fi fost şi mai util pentru studenţi, dacă ar fi prezentat şi cîte un exemplu de întocmire a referatelor.

Lucrarea este utilă studenţilor şi cadrelor didactice de la catedrele de specialitate, precum şi specialiştilor de la laboratoarele din uzine şi din institutele de cercetări, care se ocupă cu turnarea aliajelor feroase şi neferoase.

Dr. ing. *L. Sofroni*

The making, shaping and treating of steel (Fabricarea, deformarea şi tratamentul oţelului). United States Steel, Ed. 8, Pittsburgh, 1964.

Lucrarea editată de firma United States Steel Corp. (S.U.A.) cuprinde întregul domeniu al siderurgiei şi tratează atît bazele teoretice, cît şi aspectele practice ale proceselor siderurgice.

Capitolul 1 tratează evoluţia istorică a procedeelor de fabricaţie a fontei şi oţelului.

Capitolul 2 se referă la materialele refractare, caracteristicile şi fabricarea lor, precum şi utilizarea lor în diversele agregate siderurgice.

Capitolul 3 se referă la combustibilii utilizaţi în siderurgie.

Capitolul 4 tratează fabricarea şi caracteristicile cocsului metalurgic şi ale produselor secundare de cocsificare.

Capitolul 5 cuprinde caracteristicile, răspîndirea şi exploatarea minereurilor de fier.

Capitolele 6, 7, 8 şi 9 tratează fondanţii, zgurele, fierul vechi şi respectiv diferitele materiale de adaos folosite în fabricarea fontei şi a oţelului.

Capitolele 10 şi 11 analizează alimentarea cu apă industrială şi, respectiv, cu oxigen, a uzinelor siderurgice.

Capitolul 12 cuprinde chimia fizică a proceselor siderurgice, analizînd bazele teoretice ale tuturor fazelor de elaborare şi transformare a produselor siderurgice.

Capitolul 13 analizează procedeele de reducere directă.

Capitolul 14 este consacrat fabricării fontei şi cuprinde elementele constructive ale furnalelor şi instalaţiilor anexe, precum şi tehnologia elaborării fontei.

Capitolul 15 cuprinde procesele pneumatice de elaborare a oţelului (Bessemer şi Thomas).

Capitolul 16 analizează elaborarea oţelului în cuptoare Martin şi cuprinde proiectarea secţiei, elementele constructive ale cuptorului, tehnologia elaborării şi turnării oţelului, întreţinerea cuptorului, precum şi procedeele derivate (acide, duplex, triplex).

Capitolul 17 se referă la elaborarea oţelului în cuptoare electrice bazice sau acide (cu arc, cu inducţie) şi cuprinde atît elementele constructive, cît şi cele tehnologice.

Capitolul 18 tratează problemele legate de lingouri (tipuri, defecte, turnare în vid).

Capitolul 19 cuprinde bazele teoretice ale deformării plastice a oţelului.

Capitolul 20 se referă la problemele generale ale laminoarelor, cuprinzînd tipurile de laminoare, utilajele de bază şi auxiliare, cilindrii, acţionarea principală, automatizarea.

Capitolul 21 cuprinde tipurile principale de cuptoare pentru încălzirea metalului (cuptoare adînci, cuptoare cu propulsie etc.) şi funcţionarea lor.

Capitolele 22—32 tratează fabricarea principalelor produse laminate (blumuri, brame şi ţagle, table groase, şine şi material mărunt de cale ferată, profile mari, roţi, osii, profile mici şi mijlocii, sîrmă, ţevi, benzi şi table subţiri laminate la cald şi la rece). La fiecare produs sînt arătate utilajele caracteristice, particularităţile procesului tehnologic şi instalaţii complexe tipice. Capitolul 29 cuprinde pe lîngă laminarea sîrmei, trefilarea, precum şi fabricarea produselor de sîrmă, iar capitolul 30 tratează atît ţevile laminate, cît şi cele sudate.

Capitolele 33—36 tratează problemele tehnologice şi utilajele caracteristice pentru acoperirile de protecţie ale tablelor şi benzilor (cositorire, zincare, plumbuire etc.).

Capitolele 37 şi 38 cuprind fabricarea pieselor forjate, respectiv turnate.

Capitolul 39 se referă la principiile de tratament termic al oţelului şi tratează bazele teoretice şi aspectele practice ale proceselor de călire, revenire, normalizare etc.

Capitolele 40—46 cuprind clasificarea, caracteristicile metalurgice şi utilizarea oţelurilor carbon, oţelurilor aliate în general, oţelurilor aliate de scule, oţelurilor slab aliate cu rezistenţă ridicată, oţelurilor silicioase, oţelurilor inoxidabile şi refractare.

Capitolul 47 tratează metodele de încercări mecanice, inclusiv aparatura folosită.

Capitolul 48 cuprinde unităţile practice uzuale pentru table şi sîrme.

Lucrarea este foarte valoroasă prin faptul că îmbracă un domeniu extrem de vast de probleme, pe care le tratează explicit şi complet, astfel că nu este necesar de a recurge la diverse tratate de specialitate pentru însuşirea materialului. Se remarcă în mod cu totul deosebit capitolele referitoare la tratamentul termic şi la diverse categorii de oţeluri, care, pornind de la bazele teoretice ale fenomenelor de metalurgie fizică, analizează la un nivel înalt şi totuşi uşor de urmărit, problemele legate de fabricarea, tratamentul şi proprietăţile calităţilor uzuale de oţeluri.

Lucrarea fiind editată de o firmă siderurgică, exemplele se referă în cea mai mare parte la realizările acesteia. Acest fapt nu scade însă mult din valoarea lucrării, deoarece uzinele firmei respective au o capacitate de producţie de peste 40 mil. t oţel/an.

Ca o deficienţă a lucrării se menţionează o oarecare lipsă de sistematizare în capitolele referitoare la laminoare, precum şi faptul că nu cuprinde elementele de bază ale teoriei laminării (lăţirea, calculul forţelor şi momentelor etc.).

Lucrarea cuprinde un index alfabetic foarte dezvoltat (100 de pagini) şi trimiteri bibliografice la majoritatea capitolelor şi subcapitolelor.

În ansamblu, lucrarea prezintă un interes cu totul deosebit pentru un cerc foarte larg de cititori, înglobînd nu numai personalul care lucrează în siderurgie (ingineri, tehnicieni, studenţi), ci şi specialiştii din alte domenii, care utilizează produsele siderurgice sau livrează materiile prime şi utilajele destinate siderurgiei.

Ing. *A. Lederer*

Automate, instalații și aparate pentru toate procesele chimice și electrolitice ale galvanotehnicii

Instalații de galvanizare complet automatizate, de cele mai diverse sisteme, instalații cu comandă conform unui program special, instalații pentru galvanizarea valțurilor de imprimare a hîrtiei și textilelor. Instalații galvanoplastice pentru executarea clișeelor, pieselor pentru forme și matrițe, instalații pentru tratarea apelor reziduale, ca: înlăturarea toxicității, neutralizarea și îndepărtarea șlamului, instalații pentru recuperarea metalelor, redresoare, dispozitive de filtrare pentru tehnica galvanizării

Procedee de înaltă productivitate și preparate pentru tratamentul chimic și electrolitic al suprafețelor metalelor și materialelor plastice

Băi pentru cupru lucios, acide și alcaline, băi pentru nichel lucios, băi de crom cu reglaj automat, băi de crom cu protecție pentru înlăturarea ceței care este dăunătoare pentru sănătatea personalului, băi pentru metale nobile, băi pentru zinc lucios, pentru cadmiu lucios, procedee pentru acoperiri lucioase și anodizarea aluminiului, materiale pentru șlefuire și polizare, sub formă solidă sau lichidă

Întrebați pe BLASBERG, care vă îndrumează în cercetare și practică

BLASBERG
GALVANOTECHNIK

un factor pentru finisajul rațional

Friedr. Blasberg-Solingen

Blasberg

GmbH. & Co. KG

Fabrică specială pentru tehnica galvanizării
565 Solingen-Merschied-Republica Federală Germania

INDEX DE AUTORI

Carlson R. . . . . p. 543
Colombier L. . . . . p. 545
Dowson J. V. . . . . p. 543
Firoiu C. . . . . p. 508
Forizs Şt. . . . . p. 497
Hamilton J. A. . . . . p. 543
Herbster V. F. . . . . p. 540
Hochmann J. . . . . p. 545
Iuşan Rozalia . . . . p. 514
Koeplin W. Z. . . . . p. 543
Langner E.E. . . . . p. 543
Marghescu M. . . . . p. 518
Makedonskii N. V. . . . . . . p. 545
Mazurie, J. V. . . . . p. 541
Mereţ N. . . . . p. 514
Mc. Lean C. J. . . . . p. 542
Mitrofan A. . . . . p. 518
Neaţă Bălescu M. . . . . p. 508
Novac Şt. . . . . p. 514
Ogea M. . . . . p. 510
Popescu Gh. M. . . . . p. 530
Popescu V. I. . . . . p. 504
Sachelarie M. . . . . p. 521
Sârbu N. . . . . p. 501
Severiuhin N. V. . . . . p. 543
Skoblo T. C. . . . . p. 544
Spleiss Ecaterina . . . . p. 525
Şerban N. . . . . p. 521
Vezeanu P. . . . . p. 537
Zádný I. . . . . p. 545

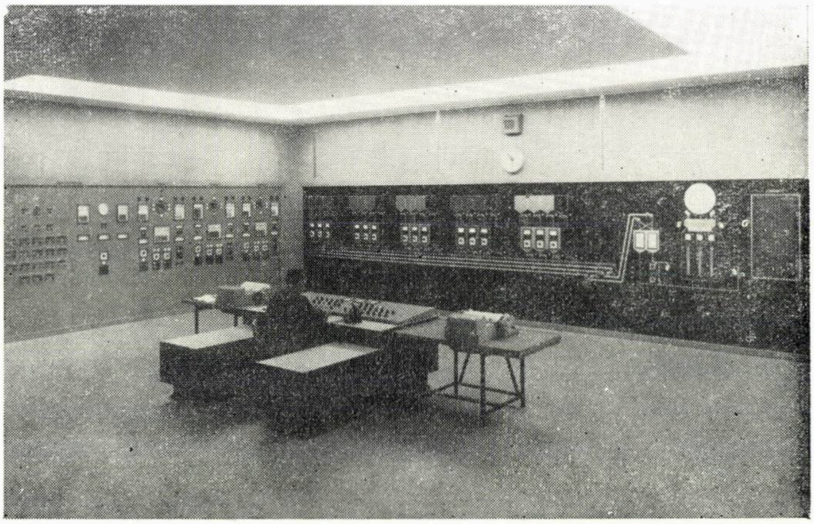
ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1883

SIEMENS

CÎNTARE AUTOMATE

Tendințele spre automatizarea proceselor de producție industriale duc la rezultate continuu înnoite în legătură cu dezvoltarea aparatelor și instalațiilor pentru tehnica de măsurare și reglare:
Aparatele de măsură verificate se completează cu ajutorul dispozitivelor pentru valorificarea automată a rezultatelor măsurării; Sistemele superioare de conducere a proceselor cu calculatoare electronice extind sistemele electrice și pneumatice de reglare și de comandă; Procesele discontinue pot fi automatizate în mare măsură cu ajutorul aparatelor de semnalizare procesuală și de comandă. Instalațiile de telemăsură și telecomandă raționalizează transportul de energie în rețelele de alimentare larg ramificate pentru electricitate, gaz și ulei.
Relativ nouă este utilizarea cîntarelor electromecanice, în mare măsură fără întreținere, pentru determinarea greutăților în cursul procesului de fabricație. Cu ajutorul lor se deschid, la supravegherea proceselor, posibilități noi și considerabil mărite. În special în condiții grele de exploatare, ca de exemplu în industria siderurgică, aceste cîntare robuste și insensibile la impurități s-au impus în ultimii ani. Pînă acum au fost executate în tehnica de cîntare SIEMENS, pe lîngă vagoane-cîntar pentru deșeuri, mangan, lingouri și sleburi, cîntare-buncăr de minereu și cocs pentru dozarea șarjei și pentru toate adaosurile utilizate la convertizoare (inclusiv praf de calcar și adaosurile de aliaj). Pe lîngă acestea au fost executate cîntare pentru toate macaralele de transport, ca de exemplu, macarale de mixaj și de deservirea convertizoarelor, macarale din turnătorii și macarale pentru cuptoare adînci și o serie de cîntare-platformă. Reprezentarea analogă și digitală a rezultatelor de măsură în formă de greutate brută sau netă, tară, sumă sau diferență de greutăți, eficiență sau cantitate de extracție, poate fi realizată la orice distanță de la locul măsurat. Cu ajutorul unor căi de transmisie adecvate (cabluri, unde herțiene, bucle inductive) valorile de măsură electrice pot fi conduse împreună cu alte mărimi importante pentru conducerea procesului la centralele de prelucrarea valorilor de măsură, în vederea conducerii și supravegherii procesului.

Sală de comandă a unui furnal cu încărcare programată. Greutăţile determinate cu ajutorul a 17 cîntare-buncăr electromecanice lucrînd automat sînt înregistrate după sortimente de o maşină contabilizatoare. Consumul se determină automat pentru fiecare sortiment în parte la sfîrşitul schimbului



Universalitate tehnică.

În întreprinderile SIEMENS lucrează 257 000 persoane în toate domeniile tehnicii de telecomunicaţie, a tehnicii de curent de înaltă tensiune şi a tehnicii de măsurare şi reglare, de la producţia de tranzistoare pînă la construcţia de reactoare, de la electromotorul de serie pînă la centrala digitală electronică. Cercetătorii şi inginerii se străduiesc permanent de a exploata cele mai noi rezultate de cercetare, ca şi experienţele practice obţinute pe un sector anumit şi pentru toate celelalte sectoare.

Această universalitate a întreprinderilor SIEMENS pe întregul domeniu al electrotehnicii — un semn caracteristic al succesului lor întreprinzător — este importantă pentru fiecare client: fiecare instalaţie construită, fiecare aparat produs în uzinele SIEMENS conţine suma tuturor experienţelor adunate şi exploatate zilnic într-o întreprindere atît de multilaterală.

Aceasta înseamnă:

Dacă e vorba de construirea unei centrale digitale electronice sau de dezvoltarea unui antrenaj special, de construirea unei centrale electrice, de automatizarea unei fabrici de laminate ori de mărirea unei reţele de telecomunicaţie — oriunde este vorba de electrotehnică — în întreprinderile SIEMENS stă la dispoziţie oricînd o echipă de colaboratori calificaţi.

SIEMENS & HALSKE AG

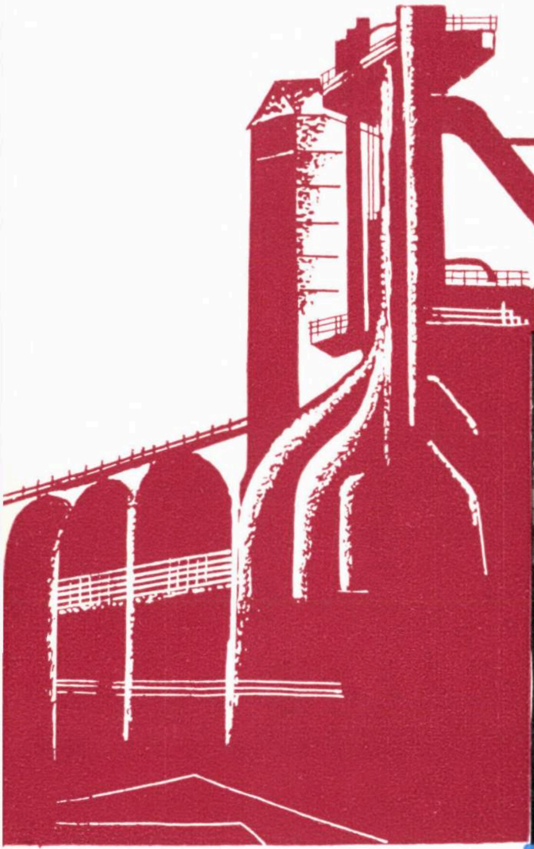
7500 KARLSRUHE
RHEINBRÜCKENSTRASSE 50
REPUBLICA FEDERALĂ GERMANĂ

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT 1883

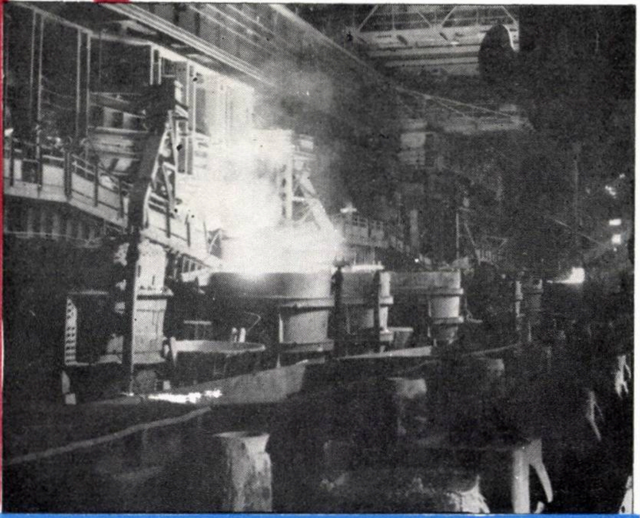
UZINA
VICTORIA
CĂLAN

Radiatoare din fontă
Căzi pentru baie
Sobe din fontă pentru cazane de baie
Chiuvete
Cazane de baie din tablă emailată
Lavoare
Piese sanitare
Spălătoare duble pentru vase
Piese mecanice din fontă, pînă la 10 t

Fontă cenușie brută de furnal STAS 882-65
Lingotiere și accesorii
Cilindri pentru laminoare

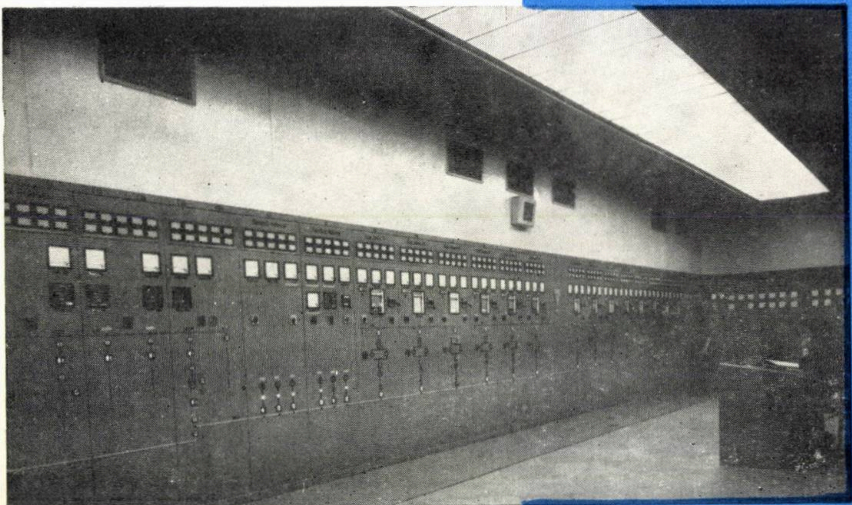


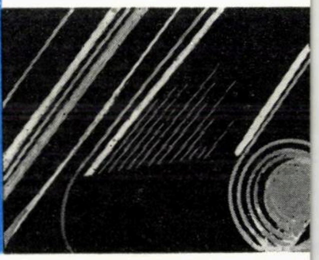
COMBINATUL



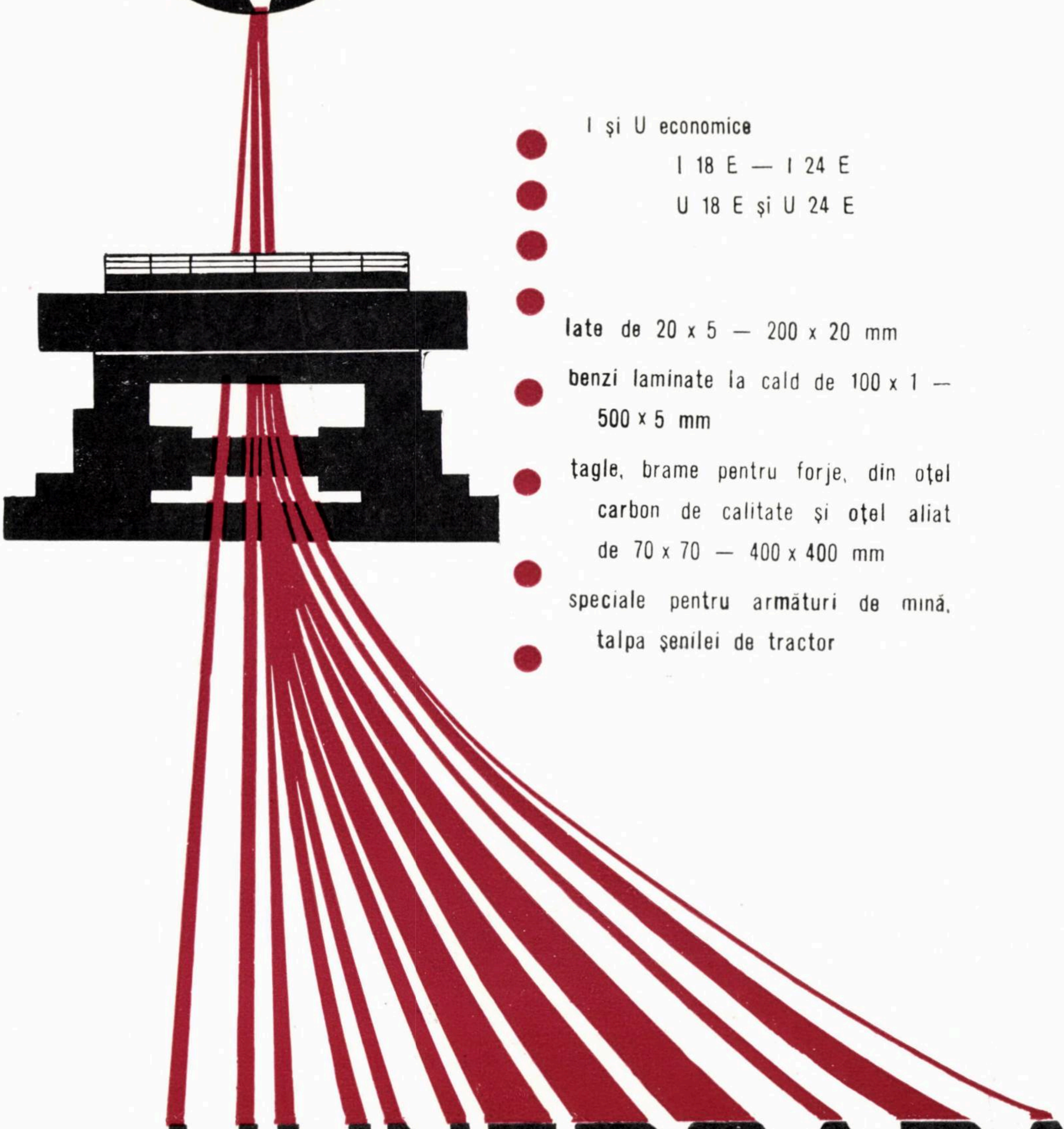
PROFILE LAMINATE DIN OŢELURI CARBON CALMATE, SEMICALMATE ŞI NECALMATE, OŢELURI CARBON DE CALITATE, OŢELURI ALIATE ŞI SLAB ALIATE

- rotunde cu diametrul de 6—250 mm;
- corniere de 20 x 20 — 160 x 160 mm;
- I şi U normale
- I 18 — I 24
- U 6,5 — U 24



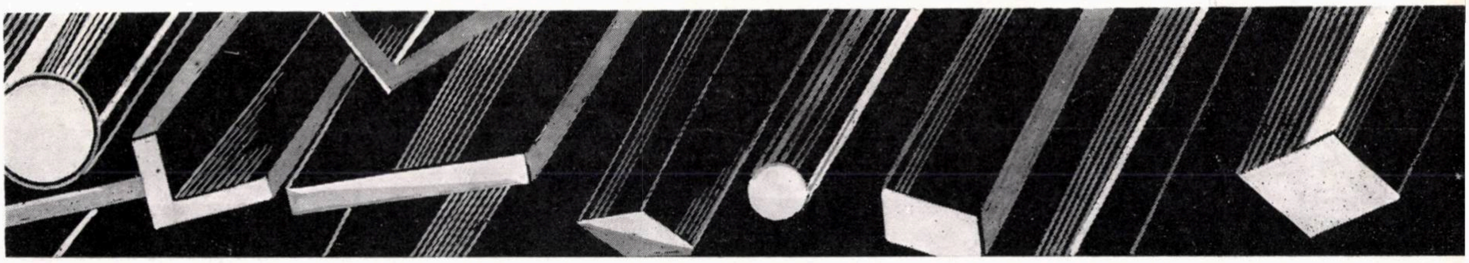


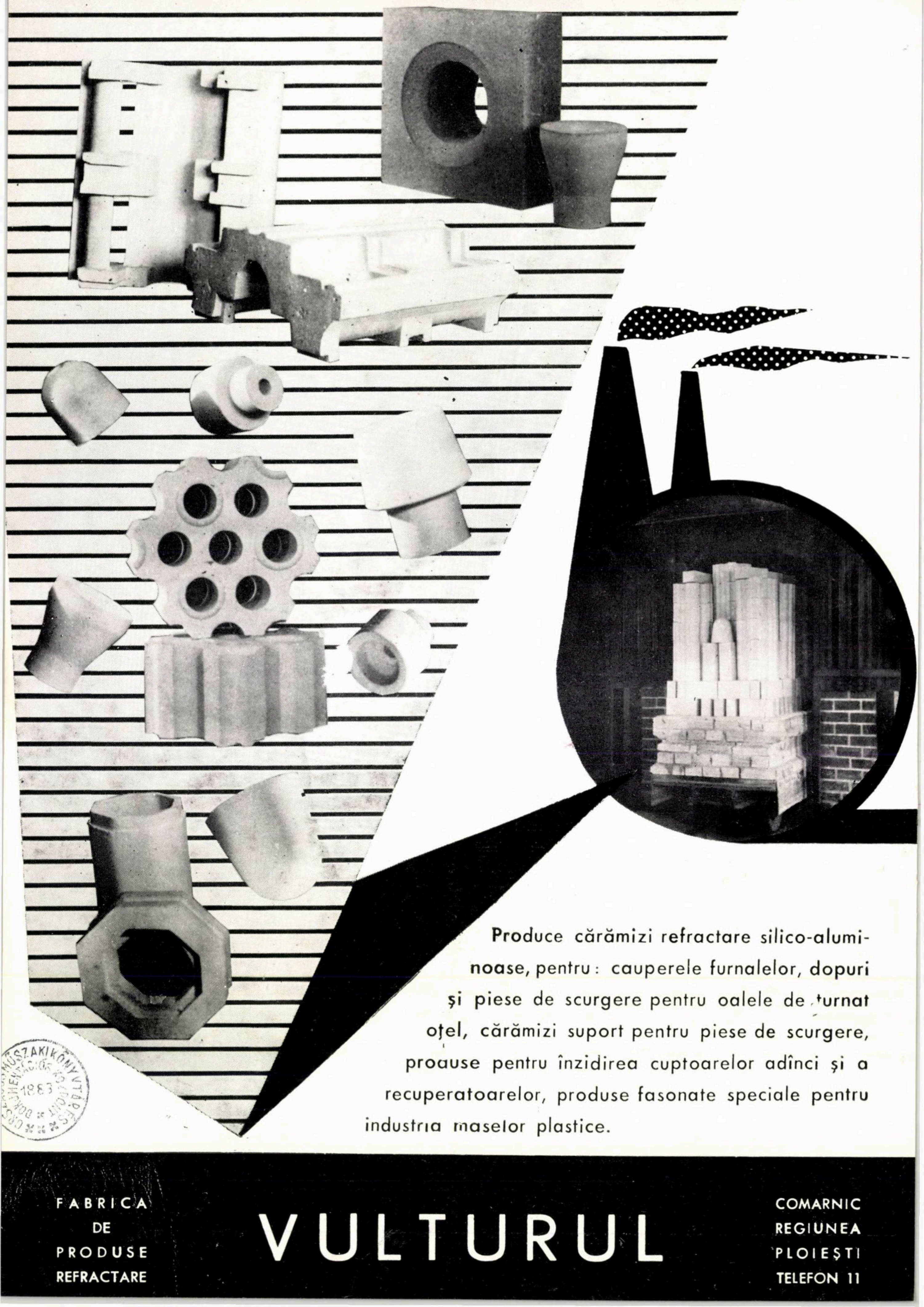
SIDERURGIC



- I și U economice
  - I 18 E — I 24 E
  - U 18 E și U 24 E
- late de 20 x 5 — 200 x 20 mm
- benzi laminate la cald de 100 x 1 — 500 x 5 mm
- țagle, brame pentru forje, din oțel carbon de calitate și oțel aliat de 70 x 70 — 400 x 400 mm
- speciale pentru armături de mină, talpa șenilei de tractor

HUNEDOARA





Produce cărămizi refractare silico-aluminoase, pentru: cauperele furnalelor, dopuri şi piese de scurgere pentru oalele de turnat oţel, cărămizi suport pentru piese de scurgere, produse pentru înzidirea cuptoarelor adînci şi a recuperatoarelor, produse fasonate speciale pentru industria maselor plastice.

FABRICA
DE
PRODUSE
REFRACTARE

VULTURUL

COMARNIC
REGIUNEA
PLOIEŞTI
TELEFON 11

MŰSZAKI KÖNYVTÁR
1963

Uzina de țevi REPUBLICA

produce:

- Produse tubulare cu diametrul sub 6″, pentru industria petrolieră
- Produse tubulare cu diametrul sub 6″, pentru prospecțiuni geologice
- Țevi rotunde și profilate — de precizie — trase la rece, cu diametrul de 5—57 mm, pentru construcții
- Țevi rotunde și profilate, laminate la cald, cu diametrul de 48—152 mm, pentru construcții
- Țevi cu diametrul sub 6″, pentru instalații de apă, gaz

INSTITUTUL DE CERCETĂRI METALURGICE

ICEM

- DOTAT cu utilaj și aparatură modernă, execută cercetări în domeniile: fonte, oțeluri și prelucrările lor, cocs și produse cărbunoase, aliaje neferoase, pulberi și piese sinterizate, materiale refractare, termotehnică, tehnica măsurării, utilizarea rațională a oțelurilor, cercetări statistico-matematice în siderurgie etc.

- EFECTUEAZĂ cercetări tehnologice pe bază de contracte, expertize metalografice, încercări fizico-mecanice, analize chimice (de minereuri, produse metalice, refractare), laminări la diferite produse etc.

- LIVREAZĂ diverse produse rezultate în urma cercetărilor, ca: oțeluri, probe șpan, pulberi metalice feroase și neferoase, aliaje neferoase, diverse piese sinterizate din pulberi metalice, etaloane pentru analize chimice.

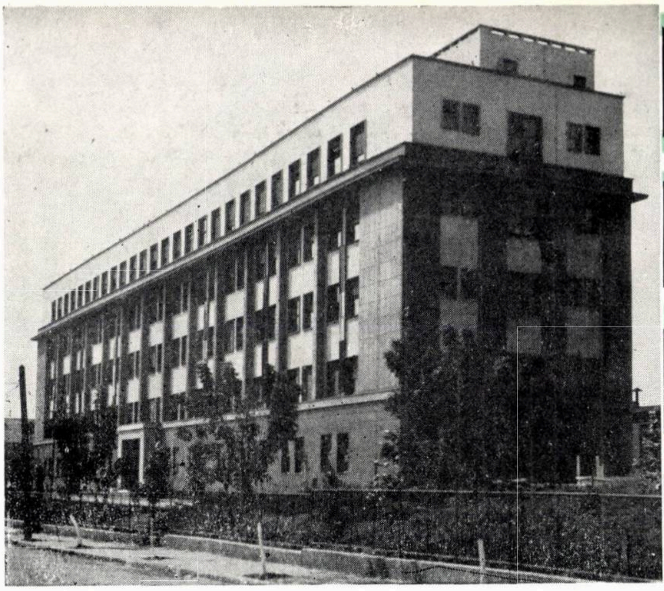
INSTITUTUL DE CERCETĂRI METALURGICE
ICEM
Str. Mehadia nr. 39, București, raion 16 Februarie,
Telex 369

E 3280

METALURGIA

10

METALURGIA • BUCUREȘTI • ANUL XVIII • NR. 10 • OCTOMBRIE 1966



INSTITUTUL DE CERCETĂRI METALURGICE

ICEM

- DOTAT cu utilaj și aparatură modernă, execută cercetări în domeniile: fonte, oțeluri și prelucrările lor, cocs și produse cărbunoase, aliaje neferoase, pulberi și piese sinterizate, materiale refractare, termotehnică, tehnica măsurării, utilizarea rațională a oțelurilor, cercetări statistico-matematice în siderurgie etc.

- EFECTUEAZĂ cercetări tehnologice pe bază de contracte, expertize metalografice, încercări fizico-mecanice, analize chimice (de minereuri, produse metalice, refractare), laminări la diferite produse etc.

- LIVREAZĂ diverse produse rezultate în urma cercetărilor, ca: oțeluri, probe șpan, pulberi metalice feroase și neferoase, aliaje neferoase, diverse piese sinterizate din pulberi metalice, etaloane pentru analize chimice.

INSTITUTUL DE CERCETĂRI METALURGICE
ICEM
Str. Mehadia nr. 39, București, raion 16 Februarie,
Telex 369

E 3280

METALURGIA

Anul 18 nr. 10 1966

CUPRINS

STUDII ȘI CERCETĂRI

Barbu I., Ștefănescu I., Falk E. și *Corciovei Emilia*: **Influența formei și mărimii bucăților asupra permeabilității în strat și asupra greutății volumetrice a cocsului brichete** 549

Segărceanu T., Avram C. și *Guran M.*: **Considerații tehnico-economice cu privire la posibilitatea de valorificare a minereurilor de fier cu conținut de vanadiu** . 555

Sofroni L., Văcărescu N. și *Toma I.*: **Cercetări privind efectul modificator obținut la amestecarea fontelor lichide, tratate și netratate cu magneziu** 559

Cosneanu C.: **Contribuții privind studiul mecanismului procesului de modificare a fontelor** 563

iser I.: **Fabricarea produselor refractare silica termozolatoare** 567

escu V. I.: **Execuția prin extruziune a supapelor** . 571

nescu Gh. I. și *Costescu Doina*: **Calculul termodinamic al unui încălzitor cu flacără de gaz metan și efectul încălzirii asupra oțelurilor sudate de tip Cr-Mo-V** 574

EALIZĂRI TEHNICE

Moldovan T. și *Alexinschi Tatiana*: **Cărămizi refractare silicocromitice pentru capacele cuptoarelor adînci de la laminoare** 577

Weissman Ileana, Murafa Iudith și *Mihălcescu Marieta*: **Analiza spectrală a bronzului BZ 6 ZnT, cu spectrograful automat „Cameca”** 579

Romanciuc I.: **Metode și dispozitive pentru protejarea pompelor de vid pentru laborator** 581

ACTUALITĂȚI ȘI DISCUȚII

Pridvornic M.: **Relații de corelare și indici tehnicoeconomici în producția de piese forjate** 583

OTECȚIA MUNCII

: **Prevenirea pericolului de explozie la sudarea erea recipienților pentru combustibili** 589

CRĂRI DE SINTEZĂ

a Sanda: **Considerații privind interacțiunea dintre rodusele de ardere din cuptor și metalul încălzit** . . . 591

TRASE 596

CENZII 606

VISTA REVISTELOR 607

COMITETUL DE REDACŢIE

M. ALEXANDRU, C. DRAGOMIR, T. DUMITRESCU,
C. HERTL, G. ILIN, N. MURGULEŢ, I. NIŢĂ,
P. PETRESCU, V. POPESCU, I. POPA, MARIA ROŞIANU,
L. SOFRONI, D. STĂNESCU, N. SÎRBU, A. ŞERBAN,
CL. ŞTEFĂNESCU, I. TRIPŞA, T. ŢECU, P. WECHSLER

Redactor responsabil: L. SOFRONI
Redactor: MARIA SAVU

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice şi al Consiliului Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacţia şi administraţia, Bucureşti, B-dul Republicii 64, raion Tudor Vladimirescu. Telefon : 13.09.25. Revista este editată de M.I.M. Abonamentele se primesc la Administraţia revistei. Instituţiile pot achita abonamentele pentru biblioteci şi cabinetele tehnice în contul de virament 022001 B.N. a Republicii Socialiste România — Filiala 30 Decembrie. M.I.M. — Oficiul de documentare şi publicaţii tehnice — Bucureşti. Tarif pentru întreprinderi : lei 150 anual ; tarif pentru muncitori, tehnicieni şi ingineri : lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul : Întreprinderea Poligrafică Informaţia, str. Brezoianu nr. 23—25. Buc. c. 3860

,,Taxele poştale plătite în numerar conform aprobării D.G.P. nr. 560/425/966''.

42 406

SOMMAIRE

CD 662.749.2 :669.162.16

Barbu I., Ştefănescu I., Falk E. et Corciovei Emilia: **L'influence de la forme et de la grandeur des morceaux sur la perméabilité de la couche et sur le poids volumétrique du coke.**

Metalurgia 18 (1966), no. 10, p. 549–555

Les recherches exécutées sur le poids volumétrique et sur la perméabilité du coke en briquettes par rapport au coke classique ont démontré qu'en agissant sur la grandeur et sur la forme des briquettes ces caractéristiques atteignent des valeurs identiques à celles du coke classique.

CD 669.162.12: 669.292

Segărceanu I., Avram C. et *Guran M.* : **Considérations techniques et économiques sur la mise en valeur des minerais de fer à teneur en vanadium.**

Metalurgia 18 (1966), no. 10, p. 555–559

On discute les possibilités de la mise en valeur de certains gisements complexes de minerais de fer à teneur en vanadium.

CD 669.131.8 :621.741

Sofroni L., Văcărescu N. et *Toma I.* : **Recherches sur l'effet modifiant obtenu par le mélange des fontes liquides, traitées et non traitées au magnésium.**

Metalurgia 18 (1966), no. 10, p. 559–563

On étudie l'effet modifiant obtenu par le mélange des fontes traitées au magnésium avec les fontes grises siliceuses ordinaires. On précise la proportion maxima de fonte non traitée au magnésium ajoutée, dont la structure contient du graphite lamellaire, ainsi que la possibilité d'appliquer le procédé de coulage des cylindres de laminoir.

CD 669.131.8

Cosneanu C. : **Contribution à l'étude du processus de la modification des fontes.**

Metalurgia 18 (1966), no. 10, p. 563–567

L'auteur présente le résultat des recherches expérimentales concernant l'influence des éléments graphitisants (Si, Cu, Ni), carburigènes (Te, Se, Sb, Bi) et sphéroïdisants (Mg, Ca, Ce) sur la tension superficielle et sur la formation de la structure dans les fontes synthétiques au carbone équivalent de 4,30 %.

CD 666.763. 6

Veiser I. : **La fabrication des produits réfractaires silicothermoisolants.**

Metalurgia 18 (1966), no. 10, p. 567–571

On donne les paramètres technologiques de la fabrication des briques réfractaires silico-thermoisolantes à partir des matières premières indigènes.

CD 621.979.25 :621—33

Popescu V. I. : **L'exécution des soupapes par extrusion.**

Metalurgia 18 (1966), no. 10, p. 571–574

En exécutant les soupapes par extrusion on obtient, par rapport aux autres procédés, des épargnes importantes de main-d'oeuvre et de matériaux et on améliore en même temps la qualité des produits obtenus. L'auteur indique les principaux éléments dont on doit tenir compte lorsqu'on met au point la technologie de l'extrusion des soupapes; il montre le résultat de ses expériences effectuées dans les conditions des usines roumaines.

CD 621.783.2 : 621.774.2 :662.983

Ionescu Gh. I. et *Costescu Doina* : **Le calcul thermodynamique d'un brûleur à méthane et l'effet du chauffage sur les aciers soudés de type Cr-Mo-V.**

Metalurgia 18 (1966), no. 10, p. 574–576

On propose l'emploi d'un brûleur à méthane pour les traitements thermiques appliqués aux tuyaux soudés, brûleur qui permet le chauffage continu dans le plan de l'assemblage.

CD 666.763.6 :621.771.2

Moldovan T. et *Alexinschi Tatiana*: **Briques réfractaires silico-alumineuses pour les portes des fours profonds des laminoirs.**

Metalurgia 18 (1966), no. 10, p. 577 – 578

On décrit la fabrication et l'utilisation des briques réfractaires silico-alumineuses pour les fours profonds des laminoirs.

CD 669.35 :543.42

Weissman Ileana, *Murafa Judith* et *Mihălcescu Marieta*: **L'analyse spectrale du bronze Bz 6 ZnT à l'aide du spectrolecteur automatique ,,Cameca''.**

Metalurgia 18 (1966), no. 10, p. 579 – 581

On explique le fonctionnement du spectrolecteur ,,Cameca'' pour l'analyse du bronze Bz 6 ZnT, en s'appuyant sur des étalons de production interne.

CD 621.521 :542.77

Romanciuc I.: **Méthodes et dispositifs pour la protection des pompes à vide des laboratoires.**

Metalurgia 18 (1966), no. 10, p. 581 – 583

On présente trois méthodes (avec les dispositifs respectifs) pour la protection des pompes à vide qui servent à l'évaporation et à la distillation des différentes substances ou au séchage sous vide des matériaux réfractaires, des poudres métalliques.

CD 621.975 :621.73

Pridvornic M.: **Relations de corrélation et indices techniques et économiques dans la production des pièces forgées.**

Metalurgia 18 (1966), no. 10, p. 583 – 589

Dans la première partie de l'article, l'auteur expose la situation des relations de corrélation dans la production des pièces forgées et, dans la seconde partie, la situation des indices techniques et économiques de cette production. On fait ressortir les tendances et l'évolution de la production des pièces forgées et des machines de pressage-forgeage roumaines, par rapport aux autres pays.

CD 621.791 :621.595

Fota M.: **Comment éviter les explosions durant le soudage ou le coupage des récipients pour combustible.**

Metalurgia 18 (1966), no. 10, p. 589 – 590

CD 669.041

Oprea Sanda: **Considérations sur l'action mutuelle des produits de la combustion dans le four et le métal chauffé.**

Metalurgia 18 (1966), no. 10, p. 591 – 595

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 662.749.2 :669.162.16

Барбу И., *Штефанеску, И.*, *Фалк Э.* и *Корчьовей Эмилия*: **Влияние формы и величины курсков на проницаемость слоя и на объемный вес кокса.**

Metalurgia 18 (1966) № 10, стр. 549 – 555

Исследования в области объемного веса и проницаемости слоя коксовых брикет по сравнению со слоем обыкновенного кокса. произведенные на специальных моделях, показали, что при помощи изменения формы и размеров брикет, эти последние достигают характеристик, значения которых соответствуют значениям полученным для обыкновенного кокса.

ДК 669.162.12 :669.292

Сегарчяну И., *Аврам К.* *Гуран М.*: **Технико-экономические соображения, касающиеся возможности использования руд содержащих ванадий.**

Metalurgia 18 (1966) № 10, стр. 555 – 559

Работа касается экономических возможностей использования комплексных залежей железных руд, содержащих ванадий.

К 669.131.8 :621.741

офрони Л., *Вэкэреску Н.* и *Тома И.:* **Исследования, касающиеся результатов модификаций, полученных при смешивании жидких чугунов обработанных или необработанных магнием.**

talurgia 18 (1966), № 10, стр. 559–563

Показаны результаты, полученные при смешива-
ии чугунов обработанных магнием с обыкновенным
ремнистым чугуном. Была определена максимальная
ропорция прибавленного, необработанного магнием
угуна, при которой в структуре образуется чещуй-
атый графит, а также и возможность этого метода
ри отливке прокатных валков.

К 669.131.8

осняну К. **К вопросу об изучении механизма процесса модификации чугуна.**

talurgia 18 (1966), № 10, стр. 563–567

Представлены результаты экспериментальных иссле-
ований влияния графитизирующих элементов (Si, Cu,
i), карбоовразующих элементов (Te, Se, Sb, Bi, V, B)
элементов способствующих сферодизации (Mg, Ca, Ce)
а поверхностное натяжение и на образование струк-
уры в синтетических чугунах с 4,30 % эквивалентного
глерода.

К 666.763.6

айзер И.: **Изготовление огнеупорных динассовых изделий для теплоизоляции.**

talurgia 18 (1966), № 10, стр. 567–571

Представлены технологические параметры изгото-
ления на основе местного сырья огнеупорных ди-
ассовых теплоизоляционных кирпичей.

К 621.979.25 :621—33

опеску В. И. **Изготовление клапанов штамповкой с вытяжкой.**

talurgia 18 (1966), № 10, стр. 571–574

Изготовление клапанов штамповкой с вытяжкой при-
одит к значительной экономии труда и материалов,
о сравнению с остальными методами, обеспечивая в
о же самое время и улучшение качества полученных
зделий. Указаны основные элементы, которые дол-
ны быть уточнены при составлении технологии шта-
повки с вытяжкой, так же как и результаты испыта-
ий, проведенных автором в условиях заводов нашей
траны.

К 621.783.2 :621.774.2 :662.983

онеску Г. И. и *Костеску Дойна:* **Термодинамический расчет пламенной горелки для газа метанна и влияние нагрева на свариваемые стали типа** Cr—Mo—V.

talurgia 18 (1966), № 10, стр. 574–576

Предлагается для осуществления термообработка
арных труб с использованием газометановой горелки,
опускающей непрерывный нагрев в плоскости сое-
ненеия.

К 666.763.6 :621.771.2

олдован Т. и *Алексински Татьяна:* **Хромодинассовый огнеупорный кирпич для крышек нагревательных колодцев прокатных станов**

talurgia 18 (1966), № 10, стр. 577–578

Описывается изготовление и использование огне-
порного хромистодинассового крипича для нагрева-
льных колодцев прокатных станов.

К 669.35 :543.42

айсман Илляна, *Мурафа Юдить* и *Михайлеску Мариета*: **Спектральный анализ бронзы** Bz 6 Sn T **при помощи автоматического аппарата для чтения спектрограм „Камека".**

talurgia 18 (1966), № 10, стр. 579–581

Описывается работа аппарата для чтения спектр
грам ,,Камека'' при анализе бронзы Bz 6 Zn T с
пользованием эталонов местного изготовления.

ДК. 621.521 :542.77

Романчук И. **Методы и приспособления для защи
лабораторных вакуумных насосов.**

Metalurgia 18 (1966), № 10, стр. 581–583

Предстсавлены три метода (со соответствующи
приспособлениями) для зашиты вакуумных насос
используемых для выпарки и дистилляции различн
веществ или для высушивания в вакууме огнеупорн
материалов и металлических порошков.

ДК 621.975 : 621.73

Придворник М.: **Соотношения корреляции и техни
экономические показатели в производстве поков**

Metalurgia 18 (1966), № 10, стр. 583–589

В первой части представлена существующая кор
ляция соотношений в производстве поковок, а
второй части технико-экономические показатели эт
производства.

Подчеркиваются тенденции и эволюция произв
ства поковок и прессово-ковочного оборудования
С.Р.Р., по сравнению с положением в других стран

ДК 621.791 :621.595

Фота М.: **Меры для избежания взрывов при свар
или при резке баков для горючего.**

Metalurgia 18 (1966), № 10, стр. 589–590

ДК 669.041

Опря Санда: **Соображения, касающиеся взаимодей
вия продуктов горения в печи нагретого метал**

Metalurgia 18 (1966) № 10, стр. 591–595

INHALTSVERZEICHNIS

DK 662.749.2 : 669.162.16

Barbu I., Ştefănescu I., Falk E. und *Corciovei Emilia* : **Einfl
der Form und Stückgrösse auf die Schichtdurchlässigk
und das volumetrische Gewicht des Koks.**

Metalurgia 18 (1966), H. 10, S. 549–555

Die an Hand von Modellen vorgenommenen Untersuchu
gen in bezug auf das volumetrische Gewicht und die Perme
bilität des Brikettkoks im Vergleich zu dem herkömmlich
Koks ergaben, dass durch eine entsprechende Grösse und For
gebung der Briketts diese Kennzeichen ähnliche Wer
wie die des klassischen Koks aufweisen können.

DK 669.162.12 :669.292

Segărceanu T., Avram C. und *Guran M.* : **Technisch wi
schaftliche Erwägungen in bezug auf die Verwendung
möglichkeit der vanadium-haltigen Eisenerze in Gemische**

Metalurgia 18 (1966), H. 10, S. 555–559

Die Aufsatz behandelt die Möglichkeiten einer wirtscha
lichen Verwertung komplexer Eisenerzvorkommen m
Vanadiumgehalt.

DK 669.131.8 :621.741

Sofroni L., Văcărescu N. und *Toma I.* : **Untersuchungen i
Zusammenhang mit der verändernden Wirkung bei
Vermischen der mit Magnesium behandelten und nich
behandelten flüssigen Gusseisen.**

Metalurgia 18 (1966), H. 10, S. 559–563

Es wird die beim Vermischen der mit Magnesium beha
delten Roheisen und der gewöhnlichen silikonischen grau
Gusseisen stattfindende verändernde Wirkung dargeleg
Es wird das maximale Verhältnis für den Zusatz an Gusseis
ohne Magnesiumgehalt, bei dem im Gefüge Lamellengraph
erzielt wird, festgelegt und die Anwendungsmöglichkeit d
Verfahrens zum Giessen der Walzen erörtert.

DK 669.131.8

Cosneanu C. : **Beiträge zum Studium des Vorgangs des Veränderungsprozesses des Gusseisens.**

Metalurgia 18 (1966), H. 10, S. 563–567

Es werden die Ergebnisse der Versuchsforschungen im Hinblick auf die Festlegung des Einflusses auf der graphitbildenden (Si, Cu, Ni), karbitbildenden (Te, Se, Sb, Bi, V, B) und sphärodoisierenden Elemente (Mg, Ca, Ce) auf die Oberflächenspannung und die Gefügebildung in syntetischen Gusseisen mit 4,30%-igem Equivalentkohlenstoff dargelegt.

DK 666.763.6

Veiser I. : **Hertstelung der feuerfesten wärmeisolierenden Silikasteine.**

Metalurgia 18 (1966), H. 10, S. 567–571

Es werden die technologischen Fertigungsparameter der feuerfesten wärmeisolierenden Silikasteine, die aus einheimischen Rohstoffen hergestellt werden beschrieben.

DK 621.979.25 :621—33

Popescu V. I. : **Herstellung der Ventile durch Strangpressen.**

Metalurgia 18 (1966), H. 10, S. 571–574

Die Herstellung der Ventile durch Strangziehen führt im Vergleich zu den übrigen Verfahren zu bedeutenden Einsparungen an Arbeitsleistung und Werkstoff und gleichzeitig zu einer Verbesserung der Qualität der Erzeugnisse. Es werden die wichtigsten Elemente, die bei der Ausarbeitung der Fertigungstechnologie der Ventile durch Stranziehen sowie die Ergebnisse der Versuche dargelegt, die der Verfasser unter den Bedingungen unserer Werke unternommen hat.

DK 621.783.2 :621.774.2 :662.983

Ionescu Gh. I. und *Costescu Doina* : **Thermodynamische Berechnung eines Methangasbrenners und die Wirkung der Erhitzung auf geschweisste Stähle der Type Cr-Mo-V.**

Metalurgia 18 (1966), H. 10, S. 574–576

Für die Wärmebehandlung der geschweissten Stähle wird die Verwendung eines Methangasbrenners vorgeschlagen, der eine kontinuierliche Erwärmung der Schweissverbindung gestattet.

DK 666. 763.6 :621.771.2

Moldovan T. und *Alexinschi Tatiana* : **Feuerfeste Sillimanitsteine für Tiefofenhauben in Walzwerken.**

Metalurgia 18 (1966), H. 10, S. 577–578

Es wird die Herstellung und Verwendung der feuerfesten Sillimanitsteine bei den Tieföfen der Walzwerke beschrieben.

DK 669.35 :543.42

Weissman Ileana, Murafa Iudith und *Mihălcescu Marieta* : **Spektralanalyse der Bronze Bz 6 ZnT mit Hilfe des automatischen „Cameca"-Spektrolektors.**

Metalurgia 18 (1966), H. 10, S. 579–581

Es wird die Arbeitsweise mit dem „Cameca"-Spektrolektors bei der Analyse der Bronze Bz 6 ZnT an Hand von Etalonplatten inländischer Produktion beschrieben.

DK 621.521 :542.77

Romanciuc I. : **Verfahren und Vorrichtungen für den Schutz der Laboratoriums-Vakuumpumpen.**

Metalurgia 18 (1966), H. 10, S. 581–583

Es werden drei Verfahren (und die entsprechenden Vorrichtungen) für den Schutz der Vakuumpumpen beschrieben, die zur Verdampfung und Destillation verschiedener Stoffe oder zur Vakuumtrocknung feuerfester Erzeugnisse und Metallpulver dienen.

DK 621.975 :621.73

Pridvornic M. : **Korrelationsverhältnisse und technisch-wirtschaftliche Kennziffern in der Produktion von geschmiedeten Werkstücken.**

Metalurgia 18 (1966), H. 10, S. 583–589

Im ersten Teil des Aufsatzes werden die in der Produktion geschmiedeter Werkstücke bestehenden Korrelationsverhältnisse und im zweiten Teil die technisch-wirtschaftlichen Kennziffern dieser Produktion dargelegt. Der Verfasser erläutert die Tendenzen und die Entwicklung der Produktion geschmiedeter Werkstücke und zieht einen Vergleich zwischen dem Bestand an Press-und Schmiedemaschinen in der S.R. Rumänien und der Lage in anderen Ländern.

DK 621.791 :621.595

Fota M. : **Vorbeugung der Explosionsgefahr beim Schweissen oder Schneiden von Brennstoffbehältern.**

Metalurgia 18 (1966), H. 10, S. 589–590

DK 669.041

Oprea Sanda : **Über die Wechselwirkung zwischen dem Brenngut im Ofen und dem erwärmten Metall.**

Metalurgia 18 (1966), H. 10, S. 591–595

CONTENTS

DC 662.749.2 :669.162.16

Barbu I., *Ştefănescu I.*, *Falk E.* and *Corciovei Emilia* : **The influence of the shape and size of the pieces on the layer permeability and the weight volume of coke.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 10, p. 549–555

The research work concerning the weight volume and permeability of briquette coke as compared to usual coke, carried out on models have shown that by acting on the size and shope of briquettes these characteristics may reach values met with in the usual coke.

DC 669.162.12 :669.292

Segărceanu I., *Avram C.* and *Guran M.* : **Some technical and economic considerations concerning the possibility of turning to account some iron complex ores with vanadium content.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 10, p. 555–559

The paper discusses the possibilities of economically turn to account some complex iron ore deposits with vanadium content.

DC 669.131.8 :621.741

Sofroni L., *Văcărescu N.* and *Toma I.* : **Researches concerning the modifying effect obtained on mixing the liquid cast irons, treated and untreated with magnesium.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 10, p. 559–563

The modifying effect obtained by mixing the magnesium-treated cast irons with usual silicious grey cast irons is pointed out. The maximum proportion of added cast iron untreated with magnesium at which lamellary graphite in structure is obtained has been determined as well as the possibility of applying the casting method of rolls.

DC 669.131.8

Cosneanu C. : **Contributions to the study of the cast iron modifying process.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 10, p. 563–567

The results are given of experimental researches concerning the influence of graphitizing (Si, Cu, Ni), carbidigenous (Te, Se, Sb, Bi, V, B) and nodulising (Mg, Ca, Ce) elements on superficial tension and structure formation in the synthetic cast irons with equivalent carbon of 4.30%.

DC 666. 763.6

Veiser I. : **The manufacture of silico-thermoinsulating refractory products.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 10, p. 567–571

The technological manufacturing parameters of silico-thermoinsulating refractory bricks on the basis of indigenous raw materials are presented.

DC 621.979.25 :621—33

Popescu V. I. : **The execution of valves by extrusion.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 10, p. 571—574

The execution of valves by extrusion leads to important manpower and material savings as compared to other techniques, improving at the same time the quality of products. The main elements to be taken into account on working out the valve extrusion technology are given as well as the results of experiments carried out by the author under our works, conditions.

DC 621.783.2 :621.774.2 :662.983

Ionescu Gh. I. and *Costescu Doina* : **The thermodynamic calculus of a methane gas flame heater and the effect of heating on the welded steels of the Cr-Mo-V type.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 10, p. 574—576

It is suggested to use a methane gas heater allowing the continuous heating in the joint plane for performing the thermic treatments applied to welded tubes.

DC 666.763.6 :621.771.2

Moldovan T. and *Alexinschi Tatiana* : **Silico-chromitic refractory bricks for the lids of the deep kilns of rolling mills.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 10, p. 577—578

The manufacture and utilization of silico-aluminous refractory bricks in the deep kilns of rolling mills is described.

DC 669.35 :543 42

Weissman Ileana, Murafa Iudith and *Mihălcescu Mariela* : **The spectral analysis of the Bz 6 ZnT bronze by means of the ,,Cameca'' automatic spectroreader.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 10, p. 579—581

The way of working with the ,,Cameca'' spectroreader for the analysis of the Bz 6 ZnT bronze on the basis of some internal production standards is described.

DC 621.521 :542.77

Romanciuc I. : **Methods and devices for protecting the vacuum pumps for laboratories.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 10, p. 581—583

Three methods (and the respective devices) of protecting the vacuum pumps used for evaporation and distilation of different substances or for the vacuum-drying of the refractory materials and metallic powders are presented.

DC 621.975 :621.73

Pridvornic M. : **Correlations and technical-economic indexes in the production of forgings.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 10, p. 583—589

The first part of the paper contains a presentation of the correlations existing in the forgings production, whereas the technical and economic indexes of this production are presented in the second. Some information is given concerning the trends and evolution of the forgings production and the pressing-forging machines in Rumania as compared to other countries.

DC 621.791 :621.595

Fola M. : **Preventing the explosion danger on welding and cutting the fuel containers.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 10, p. 589—590

DC 669.041

Oprea Sanda : **Some considerations concerning the interaction of the combustion products in the kilns and the heated metal.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 10, p. 591—595

METALURGIA

ANUL 18
Nr. 10
OCTOMBRIE
1966
BUCUREŞTI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR
ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

STUDII ŞI CERCETĂRI

CZ 662.749.2 :669.162.16

Influenţa formei şi mărimii bucăţilor asupra permeabilităţii în strat şi asupra greutăţii volumetrice a cocsului brichete

Ing. I. BARBU, dr. ing. I. ŞTEFĂNESCU, ing. E. FALK şi ing. EMILIA CORCIOVEI
Institutul de cercetări metalurgice

Calitatea cocsului utilizat în furnale este determinată de caracteristicile acestuia din punct de vedere chimic (cenuşă, sulf, materii volatile etc.), fizico-chimic, fizic, fizico-mecanic şi de rezistenţa opusă trecerii gazelor prin stratul de cocs.

Permeabilitatea (pierderea de presiune) în strat depinde de secţiunea liberă a stratului, de viteză şi de frecarea care ia naştere între gaz şi suprafaţa bucăţilor de cocs.

Considerînd 1^3, 2^3, $3^3 \ldots n^3$ sfere înscrise într-un cub de latură l, suprafaţa lor va fi :

$$S_1 = 4\pi r^2 = \pi l^2$$

$$S_2 = 8\pi \frac{4r^2}{4} = 2\pi l^2$$

$$S_3 = \ldots = 3\pi l^2$$

$$S_n = \ldots = n\pi l^2$$

unde :

l este latura pătratului $= 2r, 4r, 6r \ldots 2nr$;
d — diametrul sferei $= 2r$.

Dacă cubul are latura de 1 m :

$$S = n\pi \text{ m}^2/\text{m}^3 ;$$

dar deoarece $n = \frac{l}{d}$ şi $l = 1$ m rezultă o suprafaţă specifică :

$$S = \frac{\pi}{d} \text{ m}^2/\text{m}^3$$

de unde reiese că, la micşorarea diametrelor sferelor, suprafaţa totală se măreşte şi deci brichetele de dimensiuni mai mici vor opune, datorită suprafeţei lor totale mai mari, o rezistenţă mai mare curentului de gaz şi că linia experimentărilor va trebui să se îndrepte în direcţia micşorării suprafeţei specifice a brichetelor, spre mărirea dimensiunilor liniare ale acestora, în sensul creşterii raportului volumului faţă de suprafaţă.

S-a făcut un studiu sistematic al proprietăţilor care determină calitatea cocsului brichete din punct de vedere al permeabilităţii, urmărindu-se găsirea unui format şi a unei mărimi optime care să asigure — din acest punct de vedere — aceleaşi condiţii de lucru în furnal ca şi cocsul clasic.

Spre deosebire de cocsul clasic, unde nu se poate influenţa, într-o măsură prea importantă, mărimea şi forma bucăţilor de cocs obţinute în procesul de cocsificare, la fabricarea cocsului brichete această caracteristică, care la rîndul ei determină permeabilitatea stratului de cocs, poate fi dirijată prin alegerea diverselor formate.

Pentru aceasta, s-au analizat proprietăţile hidraulice ale straturilor de cocs de fabricaţie curentă (clasic $>$ 40 mm şi nucă 25—40 mm), comparativ cu cele ale straturilor de cocs brichete (formatele I şi II), stabilindu-se linia pe care trebuie continuate cercetările.

S-a ales drept criteriu de comparaţie, între diversele feluri de cocs, rezistenţa pe care o opune un strat de cocs la trecerea unui curent de aer şi care se manifestă prin pierderea de presiune între spaţiul de sub strat şi spaţiul de deasupra acestuia. Pierderea de presiune Δp s-a exprimat în mm col. apă, şi inversul ei a fost considerat drept caracteristică a permeabilităţii cocsului respectiv.

În felul acesta, păstrînd constante toate celelalte condiţii de determinare, s-a obţinut o caracteristică care a permis compararea, din punct de vedere hidraulic, a diverselor cocsuri.

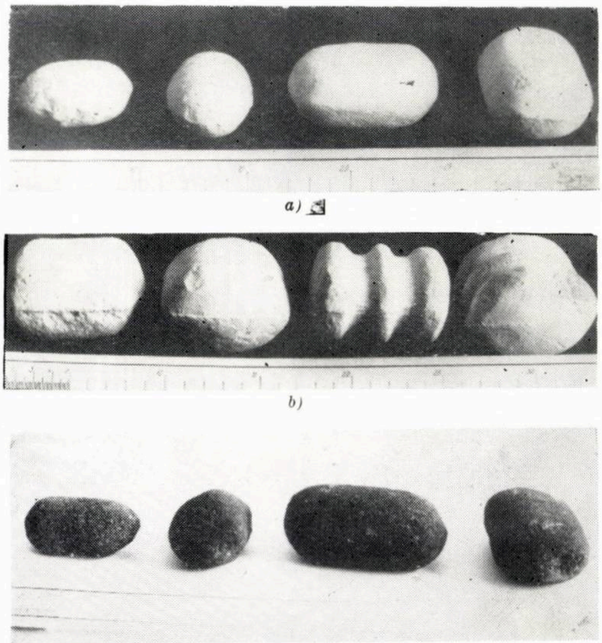
Verificarea reproductibilităţii rezultatelor s-a făcut variind pe rînd condiţiile de determinare (diametrul coloanei, înălţimea stratului, debitul de aer).

Determinările s-au efectuat atît asupra cocsurilor, cît şi asupra unor modele confecţionate din ipsos, în coloane de sticlă şi metal, pe două înălţimi şi de două diametre diferite, măsurîndu-se debitul de aer suflat şi pierderea de presiune.

Primele încercări de determinare a permeabilităţii stratului de cocs s-au făcut asupra diverselor tipuri de cocs şi asupra amestecurilor lor, folosind cocs clasic şi cocs brichete, formatul I şi II (tabelele 1 şi 2).

Formarea amestecurilor s-a făcut pe baza observaţiei că, introducînd între bucăţi regulate de cocs alte bucăţi cu un volum mai mare decît cel al golurilor dintre primele, se va produce o afînare a acestora, prin împănarea lor.

Cocsurile şi formatele (fig. 1) pe care s-a lucrat au avut următoarele dimensiuni: cocs clasic > 40 mm; cocs clasic nucă 25—40 mm; cocs brichete ovoide I 70×45×35 mm; cocs brichete ovoide II 87×53×40 mm (fig. 1, *a*); model ipsos ovoide I 70×45×35 mm (fig. 1, *b*); model ipsos ovoide II 87×53×40 mm (fig. 1, *c*);


a)

b)

c)

Fig. 1

model ipsos ovoide III 93×63×50 mm; model ipsos sferă $d = 60$ mm; model ipsos cub $l = 60$ mm; model ipsos „pară mică" $89 \times \frac{46}{63} \times$

Tabela 1

Debit aer, m³/h	Cocs clasic > 40 mm	Cocs clasic > 40 mm + cocs ovoide II 3:1	Cocs clasic > 40 mm + cocs ovoide I 3:1	Cocs clasic > 40 mm + cocs ovoide II 1:1	Cocs clasic > 40 mm + cocs ovoide I 1:1	Cocs ovoide + cocs ovoide II 1:1	Cocs brichete ovoide II	Cocs brichete ovoide I	Cocs ovoide I + cocs ovoide II 1:3	Cocs clasic 25—40 mm „nucă"
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
80	9,2	10,2	12,0	12,0	13,0	16,4	15,0	18,4	15,5	20,4
100	12,8	15,6	17,6	18,4	22,6	26,0	22,2	27,0	24,0	31,0
140	24,0	27,4	30,0	30,0	38,5	41,5	44,5	47,0	40,5	58,5
180	40,5	53,5	51,0	55,0	70,0	75,0	72,0	81,0	83,5	97,5
200	57,0	66,0	79,0	85,0	87,0	92,5	99,5	—	—	—

***Obs*:** Dimensiunile coloanei: diametru — 234 mm; înălţimea — 2 000 mm.

Tabela 2

Debit aer, m³/h	Cocs clasic > 40 mm	Cocs clasic > 40 mm + cocs ovoide II 3:1	Cocs clasic > 40 mm + cocs ovoide I 3:1	Cocs clasic > 40 mm + cocs ovoide II 1:1	Cocs clasic > 40 mm + cocs ovoide I 1:1	Cocs ovoide I + cocs ovoide II 1:1	Cocs brichete ovoide II	Cocs brichete ovoide I	Cocs ovoide I + cocs ovoide II 1:3	Cocs clasic 25—40 mm „nucă"
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
80	8,2	7,6	9,0	10,0	9,8	7,6	12,2	15,0	13,2	17,2
100	10,8	12,0	12,0	14,6	15,0	18,4	18,2	21,2	21,6	25,8
140	18,0	22,6	23,6	27,0	26,8	32,0	35,2	36,0	36,0	42,0
180	30,8	40,5	42,5	45,5	48,5	60,0	59,5	60,0	60,0	73,5
200	45,0	52,0	57,5	57,0	61,5	74,5	81,0	85,0	86,0	92,5

Obs: Dimensiunile coloanei: diametru – 234 mm; înălţimea – 1 440 mm.

$\times 67$ mm ; model ipsos „pară mare" $89\times\frac{86}{47}\times 67$ mm ; model ipsos „perniță fără șanțuri" $86\times 76\times 54$ mm ; model ipsos „perniță cu două șanțuri" $86\times 76\times 54$ mm.

Rezultatele cuprinse în tabela 1 arată că :

— cocsul clasic, în forme geometrice neregulate, în bucăți mari (40—80 mm) are, în strat, structura cea mai afînată și opune o rezistență minimă la trecerea curentului de aer (are permeabilitatea maximă). Este urmat de ovoide II, ovoide I și de cocsul nucă, adică exact în ordinea scăderii volumului bucăților respective ;

— amestecurile de diferite cocsuri se situează între componenți, observîndu-se influența fiecăruia. Astfel, prezența cocsului clasic în brichete le afînează și le dă o permeabilitate mai mare decît cea a stratului de cocs brichete singure ;

— amestecurile optime sînt cele indicate în coloanele 2, 3 și 4 din tabela 1, la celelalte permeabilitatea se apropie de cea a cocsurilor brichete ;

— amestecul de cocs brichete formatele I și II dă rezultate mai slabe decît componenții individuali, datorită formei lor apropiate și a diferenței mari de volum (54 cm^3, respectiv 129 cm^3), ceea ce permite brichetelor mici să se așeze în golurile rămase între cele mari.

Verificarea celor de mai sus s-a făcut modelînd din ipsos — în primul rînd — formatele I și II și repetînd apoi determinările pe aceste formate. S-au obținut rezultatele arătate în figura 2, care duc la următoarele concluzii :

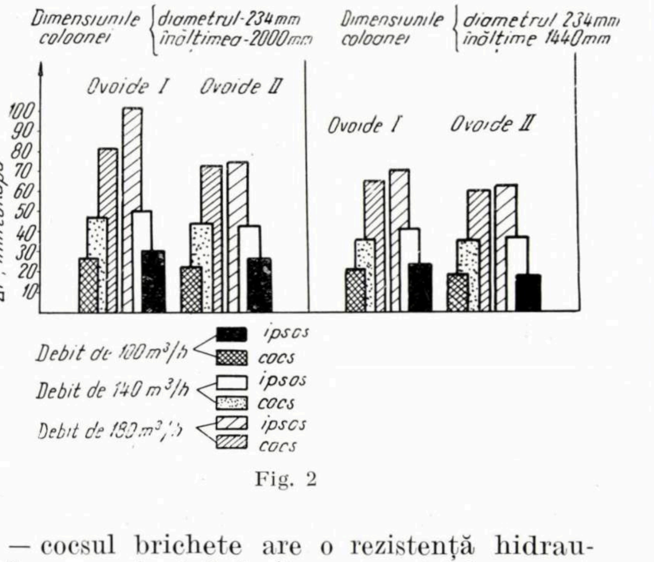


Fig. 2

— cocsul brichete are o rezistență hidraulică ceva mai mică decît cea a modelelor corespunzătoare de ipsos. Acest fenomen este explicabil prin porozitatea cocsului, care participă la îmbunătățirea permeabilității în strat, dar într-o măsură foarte mică. Probabil că într-o anumită măsură intervine și diferența de rugozitate, care însă are efect invers și nu poate fi identificată ;

— o dată cu creșterea volumului corpurilor așezate în strat, indiferent de natura lor, scade pierderea de presiune ;

— proporționalitatea între Δp, pentru formatele ovoide I și II, se păstrează variind înălțimea coloanei și debitul de aer insuflat.

Aceasta de fapt constituie o concluzie generală pentru toate formatele asupra cărora s-au făcut determinări, ceea ce permite afirmația că se va păstra și la încercarea în furnal căci, din punct de vedere al permeabilității stratului de cocs, lucrările de față sînt o reproducere la scară mică a unei părți a fenomenelor ce se petrec în furnal (tabelele 2 și 4), în ceea ce privește fenomenele hidrodinamice fiind o modelare a acestora.

Concluziile de mai sus au arătat că, în vederea îmbunătățirii permeabilității stratului de cocs brichete, este necesară mărirea volumului brichetelor.

Totodată s-a constatat că și forma geometrică a brichetei influențează mult permeabilitatea.

Mergînd pe linia celor de mai sus, s-au turnat din ipsos modele în diverse formate de brichete și s-au repetat apoi determinările pe aceste modele. La trecerea de la un format la altul s-a urmărit mărirea volumului precum și modificarea formei. În acest sens, s-au încercat și formate cu degajări (adîncituri). Rezultatele cuprinse în tabela 3 arată că, plecînd de la formatul ovoide I, permeabilitățile cresc pe măsura creșterii volumului și a modificării formei, ajungînd la un optim pentru formatul cub, care are în strat structura cea mai afînată în cazul unei așezări dezordonate.

Întrucît această concluzie nu poate fi aplicată în industrie, cuburile neputîndu-se presa în prese valțuri de mare productivitate, s-au ales formate care să dea rezultate apropiate. Acestea sînt „pernițele" de $86\times 76\times 54$ mm, cu un volum de 238 cm^3.

Degajările (adînciturile) au o influență pozitivă asupra permeabilității stratului de brichete. Astfel, formatele de aceleași dimensiuni cu pernițe însă cu două șanțuri au dat rezultate mult mai bune (cu cca. 24%) decît aceleași formate fără șanțuri (tabelele 3 și 4).

Toate amestecurile se situează — cum a fost în cazul cocsurilor — în poziții intermediare, cele mai interesante dintre ele fiind amestecurile în care intervine, în diferite proporții, formatul „pernița cu două șanțuri".

Comparînd rezultatele obținute pe formate de ipsos cu cele obținute pe cocs clasic, după datele din tabelele 1, 2, 3, reies următoarele :

— formatul optim preconizat („pernița cu două șanțuri") are permeabilitatea îmbună-

Tabela 3

Debit aer, m³/h	Cub	Pernițe cu două șanțuri	Pernițe fără șanțuri + pernițe cu două șanțuri		Perne mari + pernițe cu două șanțuri		Pernițe fără șanțuri + pernițe cu două șanțuri 1 :1	Pere mari + pernițe cu două șanțuri 1 :1	Pernițe fără șanțuri	Pere mari + perniță fără șanțuri 1 :1	Pere mari	Pere mici	Ovoide III	Sfere	Pere mari + pere mici 1 :1	Ovoide II	Ovoide I
			1 :3	1 :3	1 :3	3 :1											
80	10,0	6,0	7,2	6,6	7,2	7,2	8,4	8,4	9,0	7,2	9,0	9,6	10,0	10,6	10,2	15,6	21,0
100	12,8	10,8	11,4	12,0	12,6	12,6	13,2	12,8	12,6	12,0	13,8	16,2	16,0	16,8	16,8	25,8	30,0
140	21,4	19,2	22,2	22,8	22,8	24,0	24,6	24,6	25,8	25,2	27,0	27,6	27,4	28,0	31,8	42,0	50,0
180	28,4	33,0	36,6	37,2	37,8	39,0	40,8	42,0	42,0	42,0	43,2	48,6	49,0	49,5	51,0	73,5	102,0
200	39,0	42,0	48,0	51,0	48,0	51,0	51,0	51,0	51,0	54,0	54,0	58,8	60,5	68,5	63,0	93,5	—

Obs : Dimensiunile coloanei : diametru — 234 mm ; înălțime — 2 000 mm.

Tabela 4

Debit aer, m³/h	Pernițe cu două șanțuri	Pernițe fără șanțuri + pernițe cu două șanțuri		Pere mari + pernițe cu două șanțuri		Pernițe fără șanțuri + pernițe cu șanțuri 1 :1	Pere mari + pernițe cu două șanțuri	Pernițe fără șanțuri	Pere mari + pernițe fără șanțuri 1 :1	Pere mari	Pere mici	Ovoide III	Sfere	Pere mari + pere mici	Ovoide II	Ovoide I
		1 :3	3 :1	1 :3	3 :1											
	VIII	a	b	c	d	e	f	VII	g	VI	V	IV	III	h	II	I
80	5,4	6,6	6,0	6,0	6,0	7,2	7,2	7,8	7,2	6,6	9,0	8,6	8,8	7,8	12,0	15,4
100	7,8	10,2	9,6	8,1	10,2	10,8	11,4	12,0	10,8	12,0	13,3	14,0	13,8	13,8	16,6	23,4
140	15,0	19,2	19,2	19,2	21,0	20,4	21,0	25,2	21,0	21,0	24,0	22,0	25,8	27,0	36,0	41,0
180	27,0	31,2	31,2	31,2	33,0	36,0	34,8	36,0	36,0	34,2	39,0	47,0	39,2	42,0	62,0	70,0
200	33,0	39,0	42,0	39,0	43,8	45,0	45,0	43,2	45,0	46,8	51,0	60,0	52,5	57,0	71,5	97,5

Obs. : Dimensiunile coloanei : diametru — 234 mm ; înălțime — 1 140 mm.

tățită cu circa 18% față de cocsul clasic. Aceasta înseamnă că rezultatele practice obținute la folosirea cocsului brichete de acest format — în cazul în care se va comporta bine la presare — vor putea fi comparabile cu cele obținute folosind cocsul clasic ;

— formatul „perniță fără șanțuri" se situează la nivelul cocsului clasic. El se va presa mai ușor decît formatul „perniță cu două șanțuri", nu se va sparge, iar rezultatele obținute vor avea valorile obținute la cocsul clasic ;

— cocsul brichete ovoide I are permeabilitatea de două ori mai mică decît cocsul clasic, de unde apare și explicația fenomenelor observate la unele încercări în furnale (creșterea presiunii, scăderea debitului, scăderea producției, agățări etc.) efectuate cu acest cocs.

Pentru verificarea concluziilor anterioare, referitoare la păstrarea proporționalității rezultatelor în cazul schimbării parametrilor de determinare, s-au repetat încercările într-o coloană cu diametrul de 500 mm și înălțimea de 2 000 mm, pentru formatele ce au reieșit a fi interesante. Rezultatele arată (tabela 5) că concluziile trase rămîn valabile, deci se poate aștepta păstrarea valabilității lor și la trecerea la dimensiunile furnalului.

Tabela 5

Debit aer m³/h	Ipsos			Cocs		
	Pernițe cu două șanțuri	Pernițe cu două șanțuri + pernițe fără șanțuri 1 :1	Pernițe fără șanțuri	Clasic > 40 mm	Brichete ovoide II	Brichete ovoide I
	1	2	3	4	5	6
130	0,3	0,4	0,7	0,9	1,2	1,5
190	0,7	0,9	1,8	1,8	2,4	3,8
250	0,9	1,8	2,7	2,4	4,2	6,8
320	1,9	2,7	4,9	4,5	7,5	11,5
360	2,5	4,5	5,7	6,6	8,7	14,4

O altă caracteristică a cocsului, care, după unele date de exploatare și cercetare, are influență asupra mersului furnalului, este greutatea volumetrică.

Practica a arătat că greutatea volumetrică a cocsului brichete este mai mare decît cea a cocsului clasic, deși densitatea aparentă nu diferă. Deci, problema greutății volumetrice a cocsului brichete este de fapt problema spațiului ocupat de brichetele de cocs.

Din acest punct de vedere, se poate delimita prin calcul domeniul în care poate fi reglată această proprietate a cocsului brichete.

Considerînd brichetele sferice, de dimensiuni oarecare, înscrise într-un cub și raportînd volumul ocupat de sferă la volumul recipientului cubic se obține raportul :

$$V_{ocupat} = \frac{\frac{4\,\pi\,r^3}{3}}{8\,r^3} = \frac{\pi}{6} = 0{,}524,$$

care arată că procentul de volum ocupat de o sferă înscrisă într-un cub rămîne într-un raport constant, indiferent de dimensiuni. Același raport se păstrează și în cazul unor sfere așezate regulat într-un cub ale cărui dimensiuni reprezintă un multiplu al diametrelor lor.

Extinzînd aceste observații, se presupune o brichetă de dimensiunile : l = lungime și d = diametru, formată într-un cilindru închis la capete de calote sferice.

Volumul, pe care brichetele acestea l-ar ocupa în cazul așezării lor regulate (cazul cel mai nefavorabil), într-un metru cub va fi :

$$V_{ocupat} = a \times b \times v,$$

unde a este numărul brichetelor în plan ; b — numărul rîndurilor de brichete ; v — volumul brichetei, respectiv :

$$V_{ocupat} = \left(\frac{1}{d} \times \frac{1}{d}\right) \times \frac{1}{+\,d} \times \left[\frac{\pi d^2 l}{4} + \frac{\pi d^3}{6}\right] \text{adică}$$

$$V_{ocupat} = \frac{1}{d^2\,(l+d)}\left[\frac{\pi\,d^2\,l}{4} + \frac{\pi\,d^3}{6}\right]$$

$$V_{ocupat} = 0{,}262\,\frac{3\,l + 2\,d}{l + d}.$$

Presupunînd pe rînd l și d constante, se poate calcula volumul ocupat de brichete pentru diverse tendințe de modificare ale dimensiunilor lor :

a) Considerînd d = constant și $l \to \infty$, adică brichetele tinzînd spre forma de baghete așezate ordonat :

$$V_{ocupat} = 0{,}262\,\frac{3 + 2\frac{d}{l}}{1 + \frac{d}{l}}$$

$$V_{ocupat} \to 0{,}786.$$

Pentru cazul cînd $l \to 0$ adică în cazul brichetelor alcătuite doar din două calote, se vede că :

$V_{ocupat} \to 0{,}262 \times 2 = 0{,}524$ adică exact volumul minim ce se poate obține în cazul sferelor.

b) Considerînd l = constant și variind diametrul, se repetă de fapt cazurile discutate la punctul *a*. De aici rezultă că, pentru cocsul brichete de forme care pot fi apropiate de cele ale sferelor sau ale baghetelor, limitele în care va varia volumul ocupat vor fi de 0,524 pentru sfere și de 0,786 pentru cazul cel mai nefavorabil al baghetelor cu așezare regulată. Aceste valori, în cazul generalizării lor, pentru cazurile din practică, se vor modifica destul de puțin în funcție de coeficientul de formă, care să reflecte abaterea formei de la sferă, și de coeficientul de probabilitate maximă de așezare care, prin considerarea cazului cel mai nefavorabil (al așezării celei mai îndesate), poate fi eliminat. Analizînd expresia :

$$V_{ocupat} = \frac{1}{d^2\,(l + d)}\left[\frac{\pi\,d^2 l}{4} + \frac{\pi\,d^3}{6}\right]$$

rezultă că volumul ocupat poate fi influențat în sensul micșorării sale prin micșorarea valorii expresiei :

$$\frac{\pi\,d^2\,l}{4} + \frac{\pi\,d^3}{6}.$$

Aceasta se poate realiza prin degajarea din brichete a unor volume de material, brichetele ocupînd același spațiu ca și mai înainte. Deci :

$$V_{ocupat} = \frac{1}{d^2\,(l + d)}\left[\frac{\pi\,d^2\,l}{4} + \frac{\pi\,d^3}{6} - V_{deg}\right] =$$

$$= \frac{0{,}262}{(l + d)}\left[(3\,l + 2\,d) - \frac{12\,V_{deg}}{\pi\,d^2}\right].$$

Presupunînd că degajările au forma unor șanțuri semicilindrice cu diametrul d_1, volumul poate fi considerat :

$$V_{deg} = n\,\frac{\pi\,d_1^2}{4} \times \frac{1}{2} \times \pi\,d_e$$

$$V_{deg} = 1{,}24\;n\,d_e\,d_1^2,$$

unde :

d_e este diametrul echivalent al brichetei ; d_1 — diametrul degajării ; n — numărul de șanțuri

sau, considerînd $d_1 = 1$ cm și $n = 2$, pentru a nu slăbi secțiunea brichetei :

$$V_{deg} = 2 \times 1{,}24 \times d_e \times 1 = 2{,}48\,d_e.$$

S-a arătat că, pentru sfere sau formate apropiate de acestea, volumul ocupat nu depinde de dimensiunea acestora.

Pentru o brichetă de format ovoide III, de exemplu, cu un volum de 294 cm³ :

$$d_e = \sqrt[3]{\frac{6 \times 294}{\pi}} = 8{,}3\ \text{cm}.$$

Știind că $294 = \frac{d_e^3}{6}$,

rezultă :

$$V_{deg} = 2{,}48 \times 8{,}2 = 20{,}6 \text{ cm}^3,$$

ceea ce înseamnă o scădere a volumului la :

$$V_{brichetei} = 294 - 20{,}6 = 273{,}4 \text{ cm}^3,$$

adică cu aproximativ 6%.

Scăderea volumului ocupat duce implicit la reducerea greutății volumetrice, întrucît relația dintre ele este :

$$\gamma_{vol} = V_{ocupat} \times d_a,$$

unde : d_a este densitatea aparentă, ceea ce înseamnă pentru volumele limită stabilite mai sus, de 0,524 respectiv de 0,786, greutăți volumetrice de 535 kg/m³, respectiv de 800 kg/m³, iar folosind brichete cu degajări de 6% se poate ajunge la valori de circa 500 kg/m³, respectiv de circa 750 kg/m³.

Pentru aceasta s-a trecut la determinarea comparativă a greutăților volumetrice ale cocsului clasic, ale cocsului brichete și ale modelelor de ipsos.

Pentru compararea rezultatelor, greutățile volumetrice ale modelelor de ipsos s-au calculat folosind următoarea relație de trecere de la ipsos la cocs :

$$\gamma_{vol} = \frac{n \times v}{V} 1{,}01,$$

unde : v este volumul unui model ; n — numărul de modele din vas ; V — volumul vasului ; 1,01 — greutatea specifică aparentă medie a cocsului brichete.

Rezultatele (tabelele 6 și 7) arată că :

— Nu există o corelație între greutatea volumetrică și formatele de ipsos încercate, greutatea volumetrică variind între 505 și 600 kg/m³.

Excluzînd suprafețele plate (ovoide cu patru centre) care favorizează o așezare mai îndesată, se poate spune că greutatea volumetrică teoretică medie a cocsului brichete în diferite formate de tip ovoide, perniță și altele, fără degajări, este de circa 550 kg/m³;

Tabela 6

Formatul de cocs sau amestecul	Proporția, părți	Dimensiunile bucății, mm	Volum, cm³	Greutatea volumetrică kg/m³
Cocs clasic	—	40	—	453
Cocs clasic	—	25—40	—	426
Ovoide I	—	70×45×35	54	530
Ovoide II	—	87×53×40	129	547
Ovoide I + ovoide II	1 :1	—	—	538
	1 :3	—	—	536
	3 :1	—	—	539
Clasic 40 mm + ovoide I	1 :1	—	—	515
	3 :1	—	—	485
Clasic 40 mm + ovoide II	1 :1	—	—	457
	3 :1	—	—	440

Tabela 7

Formatul sau amestecul (modele de ipsos)	Proporția	Dimensiunile formatului, mm	Volumul, cm³	Greutatea* volumetrică, kg/m³
Ovoide I	—	70×45×35	54	536
Sfere	—	∅60	112	545
Ovoide II	—	87×53×40	129	600
Ovoide III	—	93×63×50	190	560
Pere mici	—	$\frac{89\times46\times67}{63}$	214	570
Cuburi	—	60×50×60	231	555
Pernițe cu două șanțuri	—	86×76×54	237	505
Pernițe fără șanțuri	—	86×76×54	238	580
Pere mari	—	$\frac{89\times86\times67}{47}$	253	555
Pernițe fără șanțuri + Pernițe cu două șanțuri	1 : 1	—	—	515
	1 : 3	—	—	517
	3 : 1	—	—	540
Pere mari + pernițe fără șanțuri	1 : 1	—	—	520
	1 : 3	—	—	510
	3 : 1	—	—	550
Pere mari + pere mici	1 : 1	—	—	554
Pere mari + pernițe fără șanțuri	1 : 1	—	—	560

* recalculată la cocs.

— Se observă clar influența mare a degajărilor asupra greutății volumetrice. Este o concluzie justificată prin faptul că, la același volum, formatele cu șanțuri ocupă mai mult spațiu. Greutatea volumetrică a pernițelor cu două șanțuri este de 505 kg/m³ față de 580 kg/m³ a celor fără șanțuri;

— Valorile greutăților volumetrice ale amestecurilor de formate se situează în general între valorile componenților, fiind mai apropiate de una sau de alta, în funcție de ponderea lor în amestec ;

— Toate formatele încercate pînă acum vor da, la aceeași porozitate a cocsului brichete, o greutate volumetrică mai mare decît cea a cocsului clasic. Aceasta înseamnă că trebuie ales ca optim acel format care compensează această lipsă printr-o permeabilitate mai mare, așa încît, chiar încărcat în aceeași cantitate, dar ocupînd un volum mai mic (deci așezat mai îndesat), să se asigure permeabilitatea coloanei de gaze ;

— Este semnificativ faptul că greutatea volumetrică mică nu este legată direct de o permeabilitate mai mare a stratului de cocs. Astfel, cocsul clasic de 25—40 mm are greutatea volumetrică de 426 kg/m³ și opune totuși o rezistență la trecerea aerului prin coloană de 1,2 ori mai mare decît formatul de cocs brichete ovoide I care la încercarea în furnal a dat rezultate slabe, și de 2,4 ori mai mare decît cocsul clasic care are o greutate volumetrică de 453 kg/m³, deci cu 27 kg mai mare.

Aceasta înseamnă că greutatea volumetrică este un criteriu corelat și nu poate fi folosit singur drept caracteristică hotărîtoare a calității unui cocs, ci numai împreună cu granulația și permeabilitatea, presupunîndu-se toate celelalte caracteristici (analiză, reactivitate, porozitate, rezistență la tobă etc.) ca avînd aceleași valori.

CZ 669.162.12: 669.292

Considerații tehnico-economice cu privire la posibilitatea de valorificare a minereurilor de fier cu conținut de vanadiu

Dr. ing. T. SEGĂRCEANU, ing. C. AVRAM și dr. ing. M. GURAN
ICECHIM ICEM ICEMIN

Lucrarea de față tratează posibilitățile de valorificare economică a unor zăcăminte complexe de minereuri de fier cu conținut de vanadiu, și anume: zăcăminte de minereuri complexe cu conținut exploatabil de fier și sub limita de valorificare în vanadiu; zăcăminte de minereuri complexe cu conținut redus de fier și valorificabil în vanadiu.

Ca element, vanadiul face parte din grupa metalelor rare (conținutul de vanadiu al scoarței terestre este de aproximativ $1{,}6\cdot 10^{-2}\%$) și are o mare importanță tehnică și economică [1]. Domeniul de bază al utilizării vanadiului a fost și rămîne tehnologia oțelurilor slab aliate [2].

Producția mondială de vanadiu este în continuă creștere, ajungînd în 1961 la 8 000 t în țările capitaliste (cca. 60% se produce în S.U.A.) [3], [4]. Dintre zăcămintele cu vanadiu, zăcămintele de fier cu vanadiu (titanomagnetitele și oolitele fosforoase) dețin cea mai mare parte din rezervele de vanadiu.

Ca tehnologii, în afară de procedeul clasic cunoscut, pe plan mondial se mai aplică în prezent procedeul finlandez și sud-african (cu tratare directă), pentru minereurile bogate, și procedeul german și sovietic (Poliakov), pentru minereurile sărace [5].

Pentru a putea concretiza metodologia de valorificare complexă corespunzătoare unor astfel de zăcăminte, se prezintă în continuare caracteristicile fizico-chimice și mineralogice a două zăcăminte cunoscute în țara noastră și cu limite de conținut corespunzător celor menționate mai sus:

Zăcămîntul de tip A este constituit din minereu de fier oolitic (hidrohematit) cu ciment grezos-glauconitic în care sînt prezenți și carbonații de calciu. Vanadiul substituie izomorf fierul trivalent și este proporțional cu conținutul de fier. Cercetările de preparare efectuate aplicînd diferite tehnologii (tabela 1) arată că raportul V : Fe se situează în jurul lui 0,0024.

Cercetările piro- și hidrometalurgice, efectuate pentru valorificarea vanadiului din preconcentrat, au arătat că este posibilă obținerea de ferovanadiu de calitate superioară (45% V), aplicînd o tehnologie combinată.

Se menționează însă că, datorită conținutului redus de vanadiu (cca. 0,09%) al preconcentratului prelucrat, randamentul total de recuperare a fost foarte mic (30—35%), ceea ce a dus în mod implicit și la un preț de cost pe tona de ferovanadiu superior celui de catalog, cu circa 37%.

Zăcămîntul tip B este constituit dintr-un gabrou cu magnetit vanadifer și ilmenit. Ca minerale utile, în afară de magnetit și ilmenit, mai apar minerale complexe, magnetitoilmenitul (80% Fe_3O_4 + 20% $FeTiO_3$) și titanohematitul (90% $FeTiO_3$ + 10% Fe_2O_3). Ganga minereului este formată din feldspați, anfiboli și piroxeni, care alcătuiesc împreună peste 80% din masa minereului. O parte din elementele fier și titan apar legate de mineralele de gangă.

Încercările de preparare, efectuate în faza laborator și pilot printr-o tehnologie simplă (separare magnetică umedă în cîmp slab), cu minereu măcinat la 0,15 — 0,25 mm, au arătat că se pot obține indicii tehnologici prezentați în tabela 2.

Tabela 1

Denumirea	Extracţia în greutate, %	Compoziţia, %										Extracţia în metal, %	
		Fe	V	SiO_2	Al_2O_3	CaO	MgO	P	S	As	Pc	Fe	V
Minereu brut	100	32	0,06	10,5	2,6	16,0	0,6	0,5	0,3	0,016	21	100	100
Preconcentrat de la deşlamare	78,5	38	0,09	9,4	4,6	13,2	1,7	0,5	0,1	0,02	18	91,5	—
Concentrat de la separarea magnetică umedă în cîmp puternic	56,7	49	0,10	5,5	3,3	4,0	2,0	0,55	0,11	0,02	13	86,2	—
Steril de la deşlamare	21,5	13,0	—	—	—	—	—	—	—	—	—	9,5	—
Steril de la separarea magnetică	43,3	10,0	—	—	—	—	—	—	—	—	—	13,8	—
Deşlamat aglomerat	64,3	47,0	0,095	10,0	3,3	15,0	2,0	0,6	0,10	0,024	—	90,5	90,1
Concentrat de la separarea magnetică a aglomeratului	50,0	57,5	0,11	6,6	3,8	4,5	2,3	0,62	0,10	0,026	—	86,2	90,1

Tabela 2

	Extracţia în greutate, %	Compoziţia, %									Extracţia în metal, %		
		Fe	TiO_2	V	SiO_2	Al_2O_3	CaO	MgO	P	S	Fe	V	TiO_2
Minereu brut	100	15	3,0	0,06	39,4	12,6	11,0	7,0	0,02	0,5	100	100	100
Concentrat	14	52	9,0	0,4	8,5	5,0	3,5	2,8	0,01	0,2	49	86	42
Steril	86	10	2,0	0,014	—	—	—	—	—	—	51	14	58

Din această cauză, este necesar ca cercetările pe linia valorificării acestui zăcămînt, mai ales din punct de vedere al preparării, să fie reluate la nivelul mijloacelor tehnice actuale.

În acest caz raportul V : Fe este de 0,008, adică de circa patru ori mai mare. Deşi minereul original are un conţinut ridicat în silice, totuşi indicele de bazicitate al concentratului ajunge în jurul lui 0,5.

În ceea ce priveşte vanadiul, cercetările efectuate menţionează că nu există nici o dificultate de concentrare, întrucît acest element este legat de minerale feroase şi mai ales de magnetit.

Punerea în valoare a acestui zăcămînt nu a putut fi luată în considerare, pe de o parte datorită extracţiei în greutate a concentratului care nu depăşeşte 15% şi care duce la un preţ de cost ridicat pe tona de concentrat şi, pe de altă parte, datorită faptului că la data cercetărilor de preparare nu s-a reuşit să se obţină din acest minereu un concentrat separat de ilmenit.

Tehnologia de preparare a minereului de tip B poate fi îmbunătăţită prin introducerea în flux a separatorilor magnetici cu intensitate de cîmp mediu, pentru creşterea extracţiilor în metal şi, prin introducerea flotaţiei, pentru obţinerea unui concentrat separat de ilmenit.

Dacă totuşi separarea ilmenitului nu este posibilă, este necesar să se studieze posibilitatea obţinerii unui concentrat colectiv Fe-Ti-V, cu minimum de elemente de gangă, care să poată fi prelucrat metalurgic prin topire în cuptoare electrice cu obţinerea unei fonte vanadifere şi a unei zgure titanifere cu 55—75% TiO_2.

În acest caz se măreşte eficienţa economică întrucît se valorifică şi titanul sub formă de ilmenit sau zgure titanifere, care constituie o bază de materii prime pentru industria albului de titan.

Pornind de la următoarele considerente tehnico-economice :

— valorificarea separată a zăcămîntului de tip A duce la recuperări scăzute în vanadiu, datorită conţinutului mic de concentrat (cca. 0,09%) ;

— valorificarea separată a zăcămîntului de tip B duce la indici economici nerentabili, datorită conţinutului scăzut de fier din minereul originar (15%), şi ca atare la un preţ de cost pe tona de fontă mult superior celui de catalog ;

— prelucrarea în amestec diminuează conţinutul de fosfor şi arsen al concentratului şi duce la posibilitatea obţinerii unei materii prime cu conţinut superior de vanadiu (cca. 0,2—0,3% în funcţie de proporţia de amestec), fapt pentru care preţul de cost pe tona de ferovanadiu scade ca urmare a creşterii conţinutului de vanadiu în zgură şi a reducerii cantităţii de zgură necesare producerii pentoxidului de vanadiu, iar randamentul total de extragere a vanadiului creşte ;

— valorificarea împreună a celor două tipuri de zăcăminte îmbunătăţeşte indicele de amortizare a investițiilor pentru Fe-V care în aceste condiții pot fi justificate prin creșterea însemnată a rezervelor, se apreciază că valorificarea economică a vanadiului din aceste minereuri este posibilă numai în condițiile prelucrării în amestec a preconcentratului obținut din minereu tip A cu concentrat obținut din minereu tip B.

Pentru aplicarea acestui procedeu, în lucrarea de față se prezintă metodologia de determinare prin calcul a proporției de amestec necesar din cele două concentrate, astfel încît la un anumit plafon al tonei de fontă (exemplu la prețul de catalog) prețul de cost al tonei de ferovanadiu cu 45% V să fie optim.

Ca elemente de calcul au servit : compozițiile celor două concentrate prezentate în tabelele 1 și 2 ; parametrii tehnologici obținuți prin cercetările de producere a ferovanadiului numai din concentratul cu conținut redus (cca. 0,09 %V) din minereul oolitic ; de asemenea, s-a considerat că prețul metalului rezultat la devanadizarea fontei este de 100% prețul de cost al fontei de catalog.

În prealabil, s-au făcut calcule cu privire la prelucrarea separată a concentratelor obținute din cele două tipuri de zăcăminte, în vederea obținerii de ferovanadiu, iar datele principale sînt prezentate în tabela 3.

Tabela 3

	Minereu A (oolite)	Minereu B (titanomagnetit)
Consum de concentrat/t aglomerat, kg/t	1 240	945
Aglomerat/t fontă, kg/t	2 005	1 890
Cocs tehnologic/t fontă, kg/t	840	800
Conținutul de vanadiu în fontă, %	0,135	0,59
Preț de cost fontă (față de prețul de catalog al fontei = 100)	87	120
Conținut de vanadiu în zgură, %	1,9	8,74
Cantitatea de zgură cu vanadiu necesară pentru 1 tonă pentoxid tehnic de vanadiu, kg/t	34 410	7 480

Se constată că elementul esențial care impune prelucrarea în amestec este conținutul de vanadiu din zgură. În cazul prelucrării separate a concentratului din minereul B, necesarul de zgură pentru o tonă de pentoxid tehnic de vanadiu este numai de 7 480 kg față de 34 410 kg în cazul prelucrării separate a preconcentratului din minereul A.

Factorul esențial care face însă ca zăcămîntul de minereu tip B să nu poată fi valorificat în mod separat este prețul de cost pe tona de fontă. Așa cum rezultă din tabela 3, în cazul prelucrării separate a concentratului din acest minereu, pierderile la prețul de cost pe tona de fontă ajung la circa 20% față de prețul de catalog, în timp ce în cazul prelucrării separate a concentratului din minereul oolitic se obțin beneficii la prețul de cost pe tona fontă, de circa 13% față de prețul de catalog.

Ideea de bază în valorificarea prin amestec a celor două tipuri de concentrate constă în interpretarea largă a noțiunii de pierdere și beneficiu pe ansamblu național și nu pe zăcăminte.

Acordînd un preț de cost al tonei de fontă produsă din amestec egal cu prețul de catalog, prin metodologia de calcul stabilită se determină condițiile optime pentru valorificarea economică a vanadiului.

Dacă se notează cu x procentul de concentrate din minereul B în amestec și cu $y = (100 - x)$ procentul de concentrat din minereul A în amestec, se poate obține conținutul de vanadiu, fosfor și prețul de cost al fontei elaborate din amestecul acestor concentrate, cu ajutorul ecuațiilor de mai jos :

$$\text{V}, \% = 0{,}0059\,x + 0{,}00135\,y = 0{,}0455\,x + 0{,}135 \qquad (1)$$

$$\text{P}, \% = 0{,}0039\,x + 0{,}0106\,y = 0{,}067\,x + 1{,}06 \qquad (2)$$

$$\text{Ti}, \% = 0{,}041\,x \qquad (3)$$

Prețul de catalog al fontei în % din prețul de catalog = 100 % :

$$120\,x + 87\,y = 0{,}33\,x + 87 \qquad (4)$$

Reprezentările grafice ale ecuațiilor (1), (2) și (4) sînt arătate în diagramele din figurile 1, *a*, *b* și *c*.

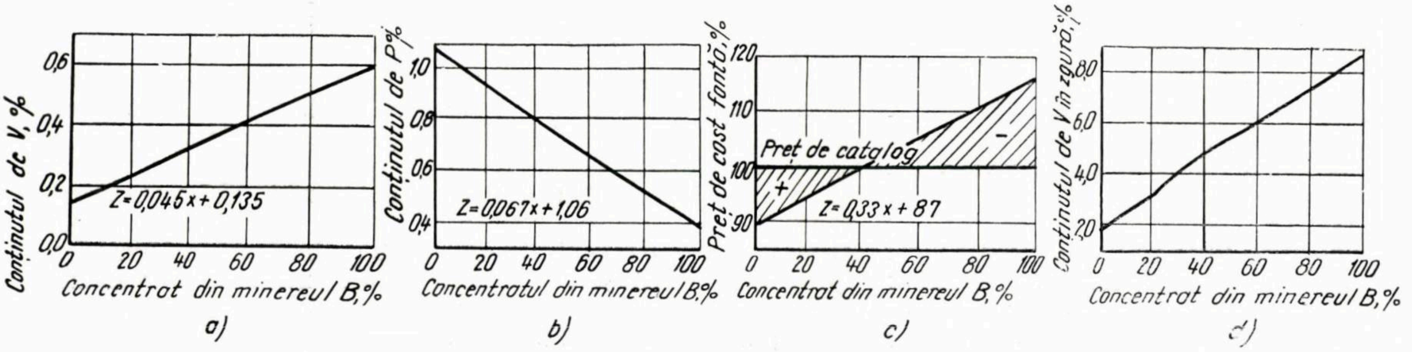


Fig. 1

Considerînd constante conținuturile de carbon, siliciu, mangan și sulf în fontă, cu ajutorul ecuațiilor (1), (2) și (3), se poate calcula compoziția chimică a fontei elaborate din amestec de concentrate. Rezultatele calculelor sînt trecute în tabela 4.

Tabela 4

Compoziția chimică a fontei, %	Concentrat din minereul tip B în amestec, %					
	0	20	40	60	80	100
C	3,800	3,800	3,800	3,800	3,800	3,800
Si	0,500	0,500	0,500	0,500	0,500	0,500
Mn	0,700	0,700	0,700	0,700	0,700	0,700
V	0,135	0,226	0,317	0,408	0,409	0,500
P	1,060	0,926	0,792	0,658	0,524	0,390
S	0,050	0,050	0,050	0,050	0,050	0,050
Ti	—	0,082	0,164	0,246	0,328	0,410
Fe	93,755	93,716	93,677	93,638	93,599	93,560

În tabela 5 este arătat rezultatul calculului cantității și al compoziției chimice a zgurei cu vanadiu obținut de la operația de insuflare a fontei cu oxigen în convertizor. Calculul s-a efectuat pentru 1 000 kg fontă, iar cantitatea de fier metalic și de căptușeală trecută în zgură s-a luat conform rezultatelor obținute la încercările executate pentru devanadizarea fontei, din minereul oolitic în convertizor prin insuflarea de oxigen pe sus.

Tabela 5

Element oxidant, kg	Concentrat din minereul B, %			
	20	40	60	80
C	2,00	2,00	2,00	2,00
Si	4,20	4,20	4,20	4,20
Mn	5,00	5,00	5,00	5,00
V	1,76	2,87	3,78	4,69
Ti	0,61	1,25	1,84	2,46
P	1,85	1,58	1,31	1,05
Fe	18,74	18,73	18,73	18,72

Oxid format	Concentrat din minereul B, %							
	20		40		60		80	
	kg	%	kg	%	kg	%	kg	%
SiO_2	8,99	16,2	8,99	15,60	8,99	15,0	8,99	14,6
MnO	6,45	11,7	6,45	11,20	6,45	10,8	6,45	10,4
V_2O_5	3,16	5,7	5,12	8,90	6,74	11,3	8,37	13,6
TiO_2	1,02	1,8	2,05	3,50	3,07	5,10	4,10	6,6
P_2O_5	4,24	7,7	3,62	6,3	3,00	5,0	2,40	3,9
FeO	24,08	43,5	24,07	41,7	24,07	40,3	24,05	39,0
Căptușeală convertizor și fier metalic	7,40	13,4	7,40	12,8	7,40	12,5	7,40	12,0
	55,34	100,0	57,70	100,0	59,72	100,0	61,76	100,0

Din tabelă se observă că, pe măsură ce crește proporția de concentrat din minereul B în amestec, crește atît cantitatea de zgură/t fontă, cît și conținutul ei de vanadiu. Conținutul de vanadiu în zgură, în funcție de procentul de concentrat din minereul B, în amestec cu concentratul din minereul A, este reprezentat în diagrama din figura 1, *d*.

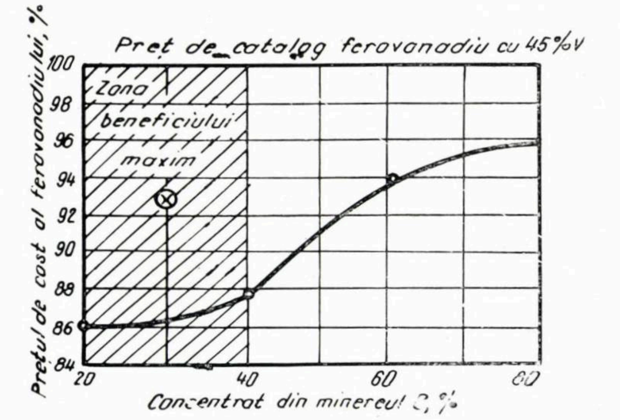


Fig. 2

În final, a fost calculată variația prețului de cost pe tona de ferovanadiu cu 45% V, în funcție de proporția de concentrat din minereul B în amestec cu concentrat din minereul A (fig. 2).

Analizînd datele din figurile 1, *c* și 2 se constată că cel mai indicat pentru a obține beneficii maxime este ca în amestec să se utilizeze 20—40% concentrat din minereul B.

Concluzii. Experimentările efectuate au arătat că prin prelucrarea metalurgică a unor concentrate cu conținut în vanadiu de numai 0,1% minereuri oolitice, randamentul total de extracție nu depășește 35%, pe de o parte, iar, pe de altă parte, prețul de cost pe tona de ferovanadiu crește mult peste prețul de catalog, datorită conținutului scăzut de vanadiu din zgură.

Zăcămintele de minereu de fier tip B (titanomagnetite) cu conținut ridicat de vanadiu (cca. 0,4% în concentrat) pun probleme dificile în ceea ce privește prelucrarea lor separată în furnal, datorită conținutului ridicat de TiO_2 (circa 9,5%).

Pe de altă parte, datorită conținutului de fier scăzut din minereul brut (14—15%), prețul de cost pe tona de fontă rezultată este mult mai ridicat față de prețul de catalog al fontelor obișnuite.

Calculele tehnico-economice, elaborate în cazul prelucrării în furnal a unui amestec de concentrate, arată că o dată cu creșterea proporției de concentrat din minereul B, conținutul de vanadiu în fontă crește de la 0,135% la 0,50%, conținutul de fosfor scade de la 1,0% la 0,4%, iar prețul de cost al fontei crește de la 87%, față de 100% prețul de catalog, la circa 120%.

O dată cu creșterea proporției de concentrat din minereul B în amestec, conținutul de vanadiu în zgura rezultată de la devanadizarea fontei crește de la 1,9% la 8,74%. Din această cauză, cantitatea de zgură necesară pentru obținerea unei tone de pentoxid de vanadiu tehnic (52,3% V) scade de la 34 410 kg, cînd se lucrează numai cu concentrat obținut din minereu A, la 7 480 kg, cînd se lucrează cu concentrat obținut din minereu B în proporție de 100%.

În ceea ce privește prețul de cost al ferovanadiului (45% V), el variază în funcție de creșterea proporției de concentrat bogat în vanadiu și rezultă că domeniul cel mai favorabil care aduce cele mai mari beneficii și care corespunde din toate punctele de vedere este situat în limitele 20—40%.

Metodologia de calcul, stabilită pentru determinarea condițiilor optime de valorificare în amestec de concentrate, poate fi generalizată.

Pentru stabilirea rentabilității punerii în exploatare a unor astfel de zăcăminte este necesar ca, pe baza aprecierilor tehnico-economice efectuate prin aplicarea metodologiei prezentate în această lucrare, să se facă un studiu tehnico-economic, ținînd seama, pe de o parte, de efortul de investiții și, pe de altă parte, de economiile în devize ce rezultă ca urmare a reducerii importului unei cantități însemnate de minereu de fier și ferovanadiu.

BIBLIOGRAFIE

[1] Poliakov A. I. *Bazele metalurgiei vanadiului.* București, Editura tehnică, 1959.

[2] Segărceanu T. Culegere de lucrări ICECHIM, vol. IV, 1964.

[3] Stănciulescu Gh. și Avram C. Cercetări metalurgice ICEM (Anuar), nr. 6, 1961.

[4] Ion I. și Dolmanian G. Cercetări metalurgice și miniere ICEM (Anuar), nr. 2, 1960.

[5] Segărceanu T., Avram C. și Guran M. Metalurgia, nr. 3, 1966, p. 17.

[6] Ion I., Guran M. ș.a. Cercetări miniere, ICEMIN (Anuar), vol. IV, 1961.

CZ 669.131.8 :621.741

Cercetări privind efectul modificator obținut la amestecarea fontelor lichide, tratate și netratate cu magneziu

Conf. dr. ing. L. SOFRONI, ing. N. VĂCĂRESCU și ing. I. TOMA
Institutul de cercetări metalurgice Uzinele „Oțelul roșu"

În lucrarea [1] s-a arătat că, în cazul turnării cilindrilor de laminor cu crustă dură din fontă tratată cu magneziu, se impune folosirea a două compoziții de fontă : una pentru crusta cilindrului, caracterizată printr-un conținut de siliciu de max. 0,5%, și alta pentru miezul cilindrului, caracterizată printr-un conținut de 2,0—2,5% Si, în funcție de diametru.

Mărirea conținutului de siliciu în miezul cilindrului se realizează în timpul turnării lui (după solidificarea crustei), fie prin adăugarea ferosiliciului în pîlnia de turnare, fie prin turnarea unei fonte cu siliciu ridicat (5—7% Si), elaborată în alt agregat. Cantitatea de fontă silicioasă turnată în miezul cilindrului nu depășește de obicei 25% din greutatea cilindrului [2].

Prin amestecarea fontei lichide cu siliciu scăzut, tratată cu magneziu, cu fonta silicioasă, turnată după solidificarea crustei, se obține în final o fontă cu 2—2,5% Si, care asigură obținerea unui miez fără cementită liberă.

În cazul acesta, pentru obținerea grafitului nodular în miezul cilindrului, se recomandă tratarea fontei silicioase cu magneziu.

Această operație, însă, efectuată pe cantități mici de fontă, duce la micșorarea pronunțată a temperaturii fontei silicioase și la frînarea aproape totală a procesului de grafitizare. Acest lucru poate să determine apariția cementitei libere în miezul cilindrului chiar dacă conținutul de siliciu este mai ridicat în această zonă.

În afară de aceasta, tratarea fontei silicioase cu magneziu implică instalații suplimentare și o sincronizare riguroasă a proceselor.

Din acest punct de vedere prezintă importanță determinarea proporției maxime de fontă silicioasă netratată cu magneziu, care se poate amesteca cu fonta cu siliciu scăzut, dar tratată cu magneziu, în vederea obținerii în final a grafitului nodular, pe toată secțiunea miezului și a unei structuri perlitice sau perlito-feritice, fără cementită liberă.

În literatură sînt date privind modificarea lichidă prin amestecarea fontelor tratate și netratate cu magneziu, însă cu conținuturi scăzute de siliciu (2,5—3% Si).

Pentru lămurirea acestei probleme s-au efectuat o serie de experiențe la uzinele „Oțelul roșu".

Modul de lucru. Fonta cu siliciu scăzut, în mod obișnuit destinată turnării cilindrilor pentru tablă, a fost elaborată într-un cuptor cu flacără cu capacitatea de 7 t. Compoziția încărcăturii este dată în tabela 1.

Tabela 1

Denumirea fontei	Compoziția chimică, %					Proporția, %	Cantitatea, t
	C	Si	Mn	P	S		
Fontă cenușie Vlahița	3,82	0,92	0,41	0,18	0,050	58	3 660
Fontă cenușie Călan	3,90	2,08	0,96	0,20	0,060	2	126
Fontă de afinare C.S.H.	3,87	1,04	1,59	0,14	0,070	2	126
Fontă oglindă	3,92	2,53	13,40	0,20	0,064	2	126
Cilindri vechi, maselote	3,00	0,75	0,35	0,45	0,06	36	2 262

Compoziția fontei înainte de modificare a fost : 3,12 % C ; 0,43 % Si ; 0,39 % Mn ; de0,05% S. Temperatura de evacuare a fost de 1 550°C, iar cea de modificare, de 1350°C. Modificarea s-a făcut cu 0,3% Mg metalic, introdus cu ajutorul clopotelor, durata de modificare fiind de 1,30 min.

Fonta silicioasă a fost elaborată într-un cuptor rotativ, pornind de la următoarea încărcătură : 75% fontă Vlahița, 20% deșeuri proprii, 1% feromangan și 10% ferosiliciu (75% Si).

Compoziția finală a fontei a fost : 2,40% C ; 7,31% Si ; 0,026% S ; 0,77% Mn.

Determinarea proporțiilor necesare de fontă pentru amestecare s-a făcut prin cîntărire.

S-au turnat probe cilindrice cu diametrul de 35 mm și înălțimea de 250 mm.

Compoziția chimică, duritatea și microstructura s-au determinat pe epruvete tăiate din partea inferioară a probelor, ținînd seamă de poziția lor de turnare.

Temperatura fontei cu siliciu scăzut, tratată cu magneziu înainte de amestecare, a fost de aproximativ 1 300°C, iar cea a fontei silicioase, de 1 450°C.

Au fost efectuate în total patru serii de experiențe, în cadrul cărora au fost amestecate, în proporții diferite, fonte cu siliciu scăzut, tratate cu magneziu (fonte albe) și fonte cu conținut ridicat de siliciu, netratate cu magneziu (fonte cenușii).

Condițiile de timp și de temperatură au fost păstrate aproape constante.

Rezultatele obținute. În figura 1 se arată variația conținutului de carbon, siliciu, mangan, sulf, magneziu și fosfor în funcție de proporțiile fontelor amestecate, pornind de la 100% fontă albă modificată cu magneziu și cu conținut scăzut de siliciu și terminînd cu 100% fontă cu conținut ridicat de siliciu.

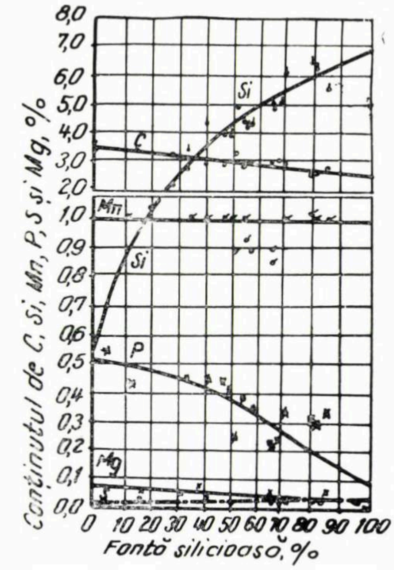


Fig. 1

Se vede că conținutul de carbon se micșorează aproape liniar o dată cu mărirea proporției de fontă silicioasă. Acest lucru se explică prin faptul că fontele silicioase elaborate în cuptorul rotativ au conținutul de carbon mai scăzut, corespunzător conținutului de echilibru pentru vitezele de răcire și conținuturile de siliciu date (fig. 2 : *1* — determinări efectuate pe fonte albe ; *2* — pe fonte cenușii). Din figura 2 rezultă că modul de luare a probelor influențează într-o mare măsură valoarea conținutului de carbon [3].

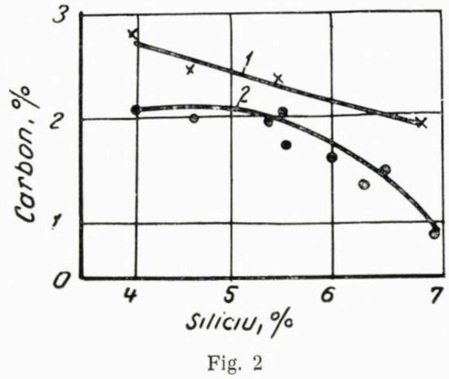


Fig. 2

Din acest punct de vedere folosirea fontelor silicioase prezintă un dezavantaj întrucît prin micșorarea conținutului de carbon în miezul cilindrului, la conținuturi relativ scăzute de siliciu (1,5—1,8%) crește tendința de apariție a cementitei libere în miez și deci tendința de rupere a cilindrilor în exploatare.

Conținutul de siliciu se mărește aproape liniar o dată cu mărirea proporției de fontă silicioasă (fig. 1); conținutul de mangan tinde să crească datorită faptului că fontele silicioase elaborate au avut un conținut de mangan mai ridicat (în medie de 1,0%); de asemenea, conținutul de sulf crește o dată cu mărirea proporției de fontă silicioasă, deoarece fontele silicioase netratate cu magneziu au un conținut de sulf mai ridicat decît fontele albe tratate cu magneziu. Conținutul de fosfor se micșorează cu creșterea proporției de fontă silicioasă, deoarece acestea au un conținut de fosfor mai scăzut decît fontele destinate cilindrilor, care au conținutul de fosfor de 0,4—0,5%.

De asemenea, cu mărirea proporției de fontă silicioasă netratată cu magneziu, se micșorează conținutul remanent de magneziu, ceea ce se explică prin efectul de diluare.

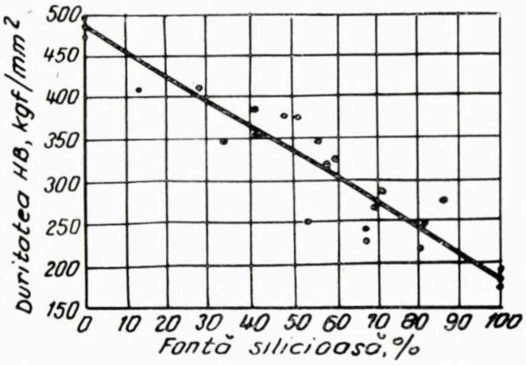


Fig. 3

Trebuie remarcat faptul că conținutul de magneziu, spre deosebire de celelalte elemente, nu se micșorează liniar, ceea ce se poate explica prin anumite reacții dintre magneziul din fonta albă și sulful din fonta silicioasă, ceea ce duce la apariția sulfurilor de magneziu.

Așa se explică faptul că și la proporții mai mari de fontă silicioasă conținutul remanent de magneziu determinat pe cale spectografică este destul de ridicat (în orice caz mai mare de 0,03%).

Deci, nu se poate face o legătură directă între proporția de fontă silicioasă adăugată, gradul de nodulizare și conținutul de magneziu.

O dată cu mărirea proporției de fontă silicioasă duritatea se micșorează aproape liniar (fig. 3); astfel fontele albe, tratate cu magneziu cu conținut scăzut de siliciu, au duritatea de circa 500 HB, în timp ce fontele silicioase au circa 180—190 HB. Acest lucru se explică prin faptul că, o dată cu mărirea conținutului de siliciu, are loc micșorarea proporției de cementită din structură.

În figurile 4 și 5 (probe atacate cu nital) se arată microstructurile fontelor inițiale și ale celor obținute prin amestecare în diferite proporții (*a* — fontă inițială cu siliciu scăzut tratată cu magneziu; *b*, *c*, *d*, *e* — fontele obținute prin amestecare cu 13,0; 33,0; 55% și respectiv 80% fontă silicioasă; *f* — fontă silicioasă, ×150).

Din figurile 4, *a* și 5, *c*, rezultă că fonta inițială este aproape complet albă, grafitul fiind prezent în cantitate redusă și sub formă de numeroase separări nodulare mici.

Fonta silicioasă turnată în probe cu același diametru are o structură feritică, cu grafitul sub formă de separări lamelare sau în cuiburi (fig. 4, *f* și 5, *f*). Cu alte cuvinte, fontele care au fost amestecate au avut grade de grafitizare *g*, foarte diferite. Astfel, prima fontă a avut $g = 0{,}1-0{,}3$, iar fonta a doua — $g = 1$.

Cu mărirea proporției de fontă silicioasă adăugată crește gradul de grafitizare al fontelor obținute.

La adaosuri de 55% fontă silicioasă, cementita liberă deja lipsește din structură (fig. 5, *d*).

De remarcat că, chiar la adaosuri de numai 33% fontă silicioasă, în structură începe să apară ferită (fig. 5, *c*), deși cementita încă este prezentă. Acest lucru constituie o anomalie structurală caracteristică pentru fontele cu grafit nodular.

Proporția de ferită se mărește continuu cu creșterea adaosului de fontă silicioasă, astfel că, la 81% adaos, proporția de ferită depășește 80%.

Duritatea fontelor cu proporție ridicată de ferită este mai ridicată decît a fontelor obișnuite, datorită alierii cu siliciu (fig. 3).

Pe măsură ce se mărește adaosul de fontă silicioasă, crește numărul separărilor de grafit și dimensiunile acestora (fig. 4, *b*, *c* și *d*).

Separările de grafit își păstrează forma nodulară pînă la circa 50% adaos de fontă silicioasă. Din figura 4, *d* se vede că la 55% adaos de fontă silicioasă încep să apară forme de trecere ale separărilor de grafit. La 80% adaos (fig. 4, *e*) tot grafitul este lamelar, însă lamelele de grafit au dimensiuni mult mai mici decît în fonta silicioasă (fig. 4, *f*). De remarcat că în cazul fontelor cu aceeași compoziție chimică și turnate în aceleași condiții de viteză de răcire, numărul separărilor de grafit este mai scăzut. Deci, prin amestecarea a două fonte cu conținuturi de siliciu și grade de grafitizare mult diferite, se realizează o creștere pronunțată a numărului de germeni de grafit.

În figura 6 se arată aspectul rupturii probelor de fontă obținută cu adaosuri diferite de fontă silicioasă (notațiile sînt aceleași ca și în fig. 4). Aspectul rupturii variază de la culoarea albă (fig. 6, *a*), transcristalină, la culoarea cenușiu închis, granulară, caracteristică fontelor silicioase (fig. 6, *e*).

Din datele prezentate rezultă că prin amestecarea fontei albe tratate cu magneziu cu

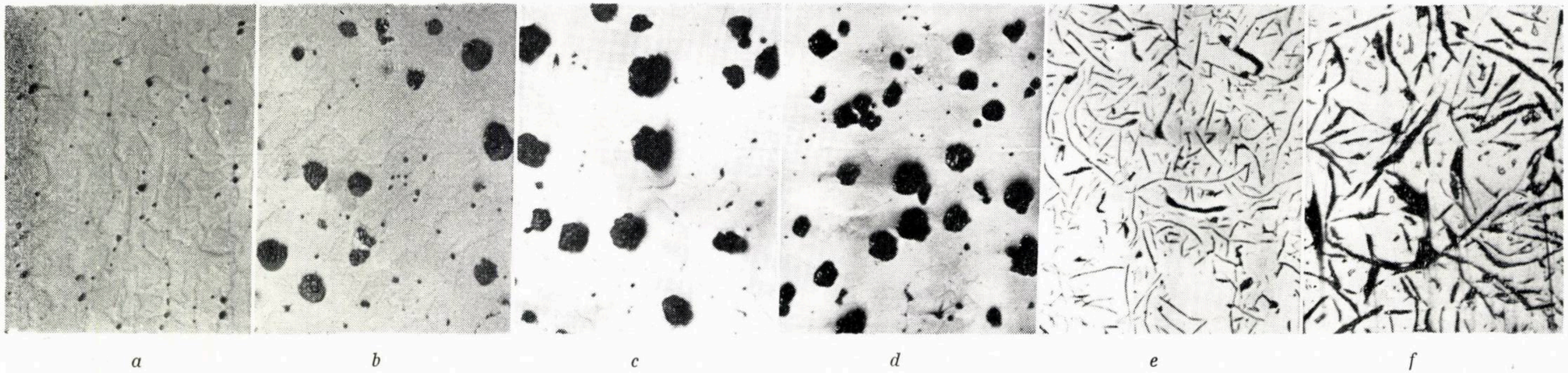


Fig. 4

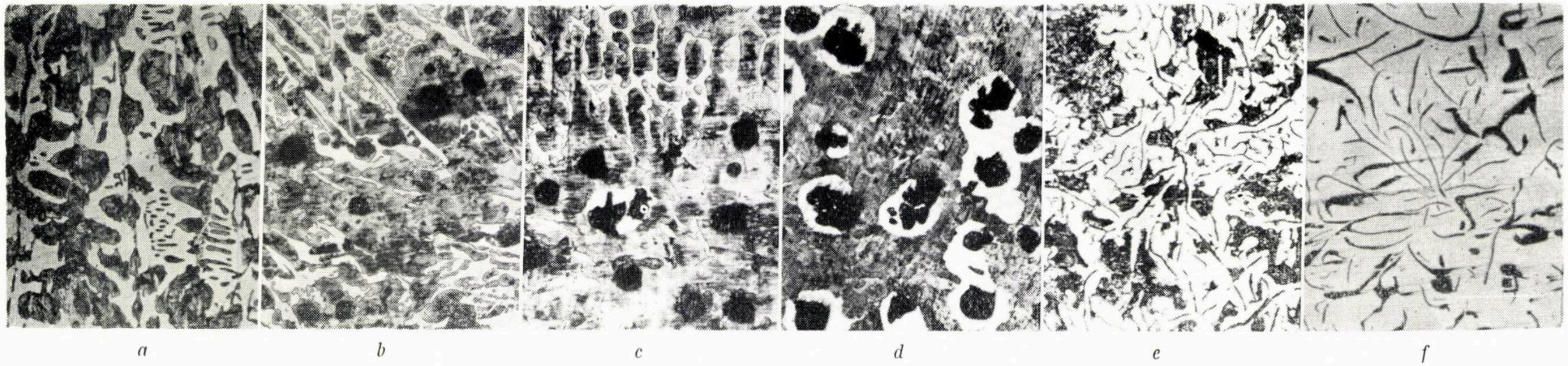


Fig. 5

conținut scăzut de siliciu cu fontă silicioasă netratată cu magneziu, în proporție de 40—50 %, se poate obține o fontă finală cu un conținut mediu de 2,5 % Si, cu separări nodulare de grafit.

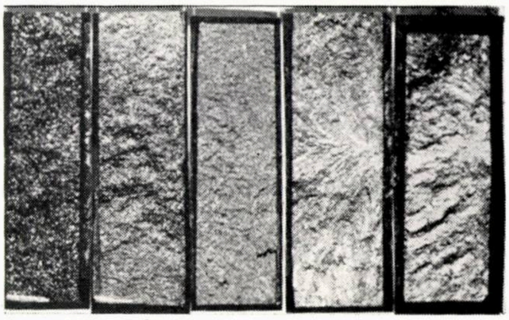


Fig. 6

Pe baza experiențelor se ajunge la concluzia că se poate elimina procesul de tratare cu magneziu a fontei silicioase, elaborată în alt agregat, fapt care duce la obținerea unor temperaturi ridicate ale fontei pentru turnarea cilindrului, la realizarea unui consum mai mic de magneziu și a eliminării utilajului suplimentar pentru introducerea magneziului în cantități mari de fontă lichidă.

Conținutul de siliciu în fonta silicioasă nu trebuie să depășească totuși 4,5—5,0 %, deoarece este necesar ca conținutul de carbon să nu se micșoreze sub 2,9 %. Din acest motiv, în vederea obținerii unui miez corespunzător al cilindrilor, este necesară mărirea cantității de fontă silicioasă folosită la turnarea miezului.

Turnarea cilindrilor de laminor din fontă cu grafit nodular, folosind procedeul amestecării fontelor, cu conținuturi diferite de siliciu, tratate și netratate cu magneziu, au confirmat rezultatele experiențelor descrise mai sus.

BIBLIOGRAFIE

[1] Dumitrescu Tr., Sofroni L., Toma I. și Cosneanu C. Metalurgia, nr. 5, 1961, p. 391—406.

[2] Krivosecev A. K. *Litie valki*. Moscova, Metallurghizdat, 1958.

[3] Dumitrescu Tr., Sofroni L., Stălinescu I. și Toma I. Metalurgia, nr. 11, 1965, p. 634—642.

CZ 669.13.1.8

Contribuții privind studiul mecanismului procesului de modificare a fontelor

Dr. ing. C. COSNEANU
Institutul de cercetări metalurgice

În lucrare se prezintă rezultatele cercetărilor experimentale privind influența elementelor grafitizante (Si, Cu, Ni), carburigene (Te, Se, Sb, Bi, V, B) și nodulizante (Mg, Ca, Ce) asupra tensiunii superficiale și asupra formării structurii în fontele sintetice cu carbonul echivalent de 4,30 %.

Determinarea tensiunii superficiale a fontelor s-a efectuat după metoda măsurării presiunii maxime în bulă, pe o instalație care permite înregistrarea automată a variațiilor de presiune și temperatură. Experiențele s-au efectuat în condițiile asigurării unei atmosfere inerte pe suprafața metalului lichid.

Pentru aprecierea stabilității fazei lichide, s-au înregistrat curbele de răcire pe epruvete cu diametrul de 20 mm, cu ajutorul unui galvanomentru cu oglindă. Determinarea adîncimii de albire s-a făcut pe probe tip pană, turnate în forme uscate, confecționate din amestec de miez obișnuit. Duritatea s-a măsurat pe probele cu diametrul de 20 mm.

În figura 1 sînt prezentate rezultatele experimentale privind influența elementelor studiate asupra micșorării tensiunii superficiale a fontelor lichide $\Delta\sigma$, în funcție de concentrație c, la temperatură constantă (1 400°C).

După cum rezultă din diagramă, în funcție de intensitatea cu care provoacă micșorarea tensiunii superficiale a fontei lichide, elementele studiate au fost împărțite în patru grupe.

În grupa A au fost incluse elementele : telur, seleniu, sulf, care, adăugate în concentrații scăzute, provoacă micșorarea bruscă a tensiunii superficiale a fontei lichide (fig. 1), mărirea apreciabilă a tendinței de albire a fontelor, mărirea gradului de subrăcire (tabela 1), schimbarea formei și a cantității grafitului.

În figura 2 se arată influența telurului asupra structurii fontei cu $C_e = 4{,}38\,\%$ (a — structura fontei inițiale ; b, c și d — structurile fontelor cu 0,032 %, 0,051 și respectiv 0,12 % Te remanent, × 200, neatacate).

Se vede că adaosul de telur în fonte determină schimbarea cantității, a formei și a distribuției separărilor de grafit. Telurul micșorează puternic gradul de grafitizare al fontei, separările de grafit tinzînd să capete o formă compactă.

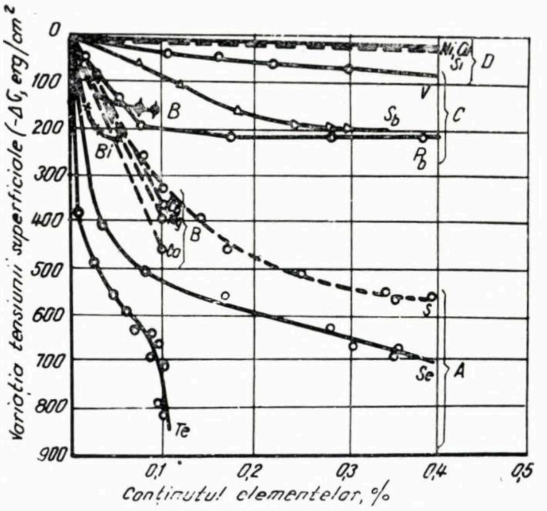


Fig. 1

În același timp, telurul schimbă forma ledeburitei, determinînd finisarea acesteia (fig. 3 : *a* — 0,032% Te ; *b* — 0,051% Te ; *c* — 0,12% Te, × 200, atac nital). La creșterea adaosului de telur, se mărește și cantitatea de austenită primară.

În figura 4 (*a* — 0,0231% Se ; *b* — 0,31% Se ; *c* — 0,58% Se, × 200) se arată influența seleniului asupra structurii aceleiași fonte a cărei structură inițială este arătată în figura 2, *a*. Rezultă că seleniul are o influență similară cu a telurului, atît asupra grafitului (fig. 4, *a*, *b* și *c*), cît și asupra ledeburitei (fig. 5, *a*, *b* și *c*).

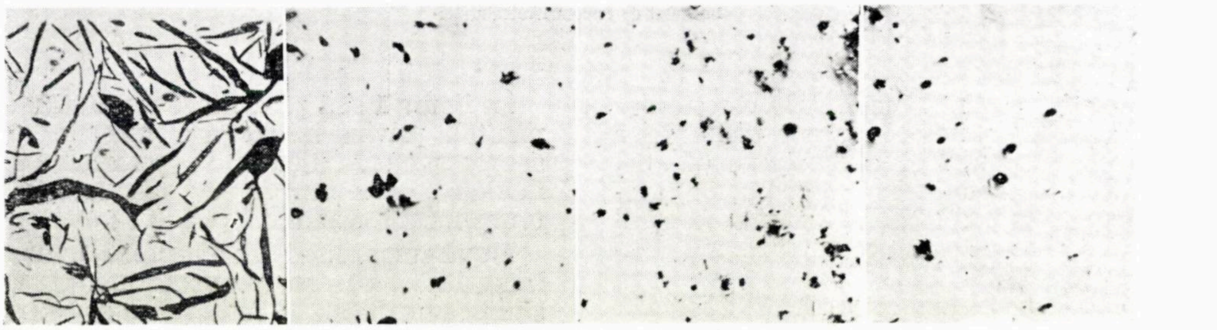
În grupa *B* (tabela 2) sînt incluse elementele ceriu, magneziu, calciu, care, adăugate în concentrații scăzute în fonte, provoacă micșorarea tensiunii superficiale, mărirea tendinței de albire (cu excepția calciului), dezoxidare avansată, separarea grafitului de formă nodulară și mărirea gradului de subrăcire (cu excepția calciului).

Tabela 1

Parametrul	Elementul 0,1 %			Fonta inițială $C_e = 4{,}38\%$
	Te	Se	S	
Adîncimea de albire (pe probe pană), mm	60	52	12	2
Capacitatea de albire (metoda directă de măsurare), erg/cm²	7 100	5 340	3 100	—
Gradul de subrăcire Δt, °C	76	70	22	8
Duritatea HB	610	560	360	180

Tabela 2

Parametrul	Elementul 0,1%			Fonta inițială $C_e = 4{,}38\%$
	Ca	Mg	Ce	
Capacitatea de albire (metoda directă de măsurare) $\Delta\sigma : \Delta C$, erg/cm²	5 800	5 300	5 000	—
Capacitatea de albire (metoda indirectă de măsurare) $\Delta\sigma : \Delta C$, erg/cm²	4 560	3 900	3 660	0
Gradul de subrăcire Δt, °C	4	40	28	8
Aspectul rupturii probei pană	cenușie	albă	albă	cenușie



a *b* *c* *d*

Fig. 2

În figura 6 se arată structura neatacată (×200) a fontei cu structura inițială din figura 2, *a*, după modificarea acesteia cu calciu, magneziu și ceriu (*a* — 0,036% Ca ; *b* — 0,046% Mg ; *c* — 0,037% Ce).

Grupa *C* (tabela 3) include elementele : bismut, plumb, stibiu, vanadiu, bor, a căror prezență în fonte provoacă micșorarea cu intensitate medie a tensiunii superficiale, mărirea gradului de subrăcire, mărirea tendinței de albire, separarea grafitului în formă compactă apropiată de forma grafitului nodular (fig. 7 :

a — 0,058% Bi ; *b* — 0,038% Pb ; *c* — 0,076% Sb ; × 200, neatacat).

Elementele : bismut, plumb, stibiu sînt cunoscute în literatură sub denumirea de „antimodificatori" sau „deglobulizatori", adică în prezența acestora este împiedicată formarea și separarea grafitului nodular.

În grupa *D* au fost incluse elementele tipic grafitizante (Ni, Cu, Si), a căror prezență în fonte provoacă micșorarea neînsemnată a

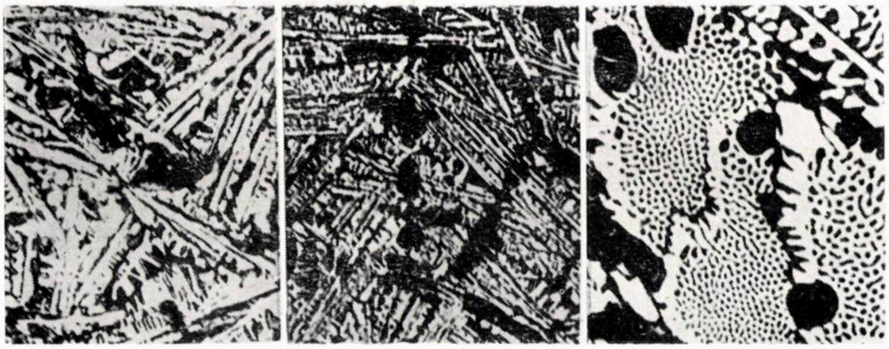

a *b* *c*

Fig. 3

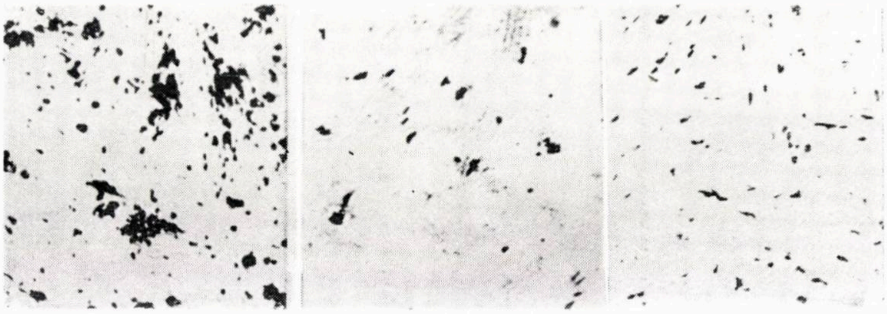

a *b* *c*

Fig. 4

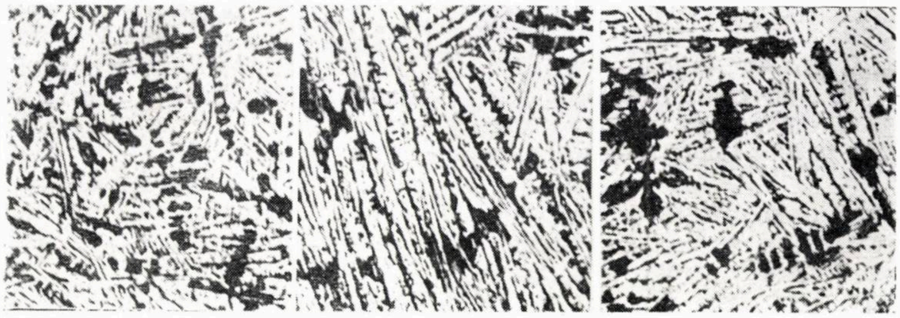

a *b* *c*

Fig. 5

Tabela 3

Parametrul	Elementul 0,1%					Fonta inițială $C_e = 4{,}38\%$
	Bi	Pb	Sb	V	B	
Adîncimea de albire (pe probe pană)	25	16	10	12	10	2
Capacitatea de albire (metoda directă de măsurare) $\Delta\sigma : \Delta C$, erg/cm ^{2}	3 750	1 950	900	160	1 610	—
Gradul de subrăcire, Δt, °C	26	22	23	20	10	8
Duritatea, HB	310	286	240	240	230	180

Tabela 4

Parametrul	Elementul 0,1%			Fonta inițială $C_e = 4{,}0\%$
	Si	Cu	Ni	
Adîncimea de albire (pe probe pană), mm	5	5	5	10
Capacitatea de albire (metoda directă de măsurare), erg/cm ^{2}	120	70	60	—
Gradul de subrăcire, °C	10	9	12	32
Duritatea, HB	186	180	190	260

tensiunii superficiale, a gradului de subrăcire, a tendinței de albire, precum și mărirea gradului de grafitizare și separare a grafitului sub formă de lamele.

Compararea acțiunii grafitizante sau de albire a elementelor din grupele $A-D$ cu influența lor asupra tensiunii superficiale a fontelor arată că mărimea $\Delta\sigma : \Delta C$ ($\Delta\sigma$—variația tensiunii superficiale ; ΔC — variația concentrației) poate să servească drept criteriu de apreciere a capacității de grafitizare sau de albire a modificatorilor.

Într-adevăr, după cum rezultă din tabelele 1—4, valoarea raportului $\Delta\sigma : \Delta C$ este foarte mare pentru elementele din grupa A, în comparație, de exemplu, cu cele din grupa D.

Corelația dintre influența elementelor modificatoare asupra tensiunii superficiale și influența lor asupra intensității procesului de grafitizare poate fi explicată pe baza interdependenței dintre stabilitatea mai mare sau mai mică a fazei lichide și forma separărilor de grafit.

Pe baza datelor prezentate, influența elementelor din grupele A, B și C asupra fontelor cenușii obișnuite se explică prin activitatea superficială deosebită a acestora, prin capacitatea lor de a se adsorbi pe centrele de cristalizare în timpul solidificării fontei, împiedicînd astfel creșterea acestora, deoarece se întrerupe complet sau se micșorează difuzia fluxului de atomi de carbon din soluție către centrele de cristalizare. În urma acestor procese crește stabilitatea fazei lichide și, prin urmare, se mărește tendința de subrăcire a fontei.

În acest fel, telurul, seleniul, bismutul, plumbul, sulful etc., ca elemente superficial active, separîndu-se la limitele interfazice, vor mări travaliul necesar formării și creșterii centrelor de cristalizare grafitice, frînînd în acest fel procesul de grafitizare urmat de o mărire a gradului de albire a fontei și de separare a grafitului de formă compactă (apropiată de forma nodulară).

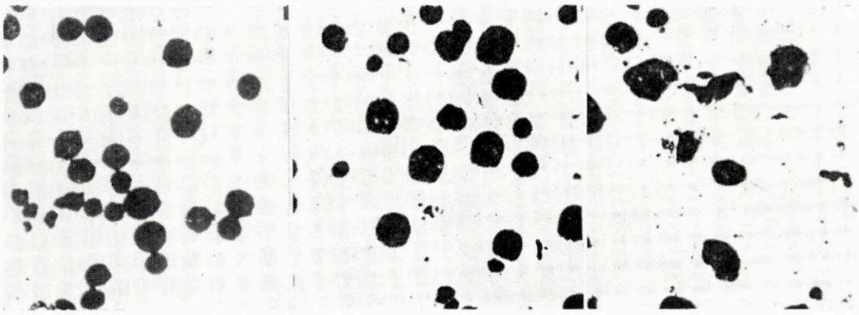

a *b* *c*

Fig. 6

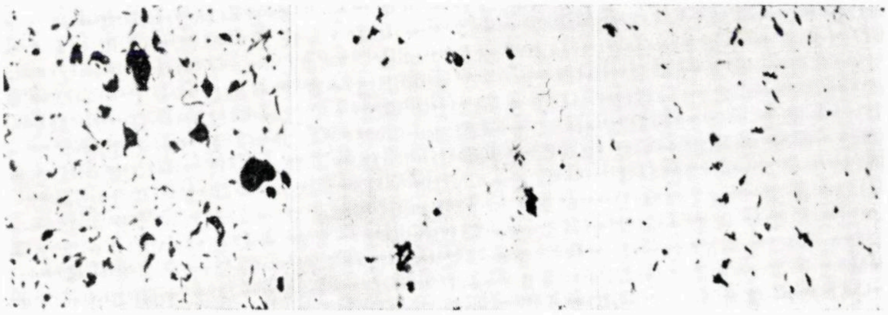

a *b* *c*

Fig. 7

Elementele din grupa B (Ca, Mg, Ce) provoacă, de asemenea, o scădere apreciabilă a tensiunii superficiale a fontei, însă, spre deosebire de elementele din grupele A și C, asigură separarea grafitului tipic nodular.

Deosebirea dintre mecanismele de formare și separare a grafitului la modificarea fontelor cu elemente din grupele B și A sau C constă în aceea că separarea și formarea grafitului tipic nodular se realizează numai în aliaje bine dezoxidate și degazate. Aceste condiții nu sînt îndeplinite însă de elementele din grupele A și C care au o capacitate scăzută de dezoxidare și deci separarea grafitului de formă compactă se datorește în cea mai mare parte acțiunii elementelor superficial active.

Caracteristic pentru elementele din grupa D este faptul că măresc brusc gradul de grafitizare a fontelor care se găsesc din punct de vedere al compoziției chimice în primul interval critic de grafitizare. Datorită faptului că mărirea sau micșorarea gradului de grafitizare este un fenomen de volum, activitatea superficială a elementelor din grupa *D* este foarte scăzută și, ca urmare, forma grafitului este lamelară cu vîrfurile rotunjite.

Din datele prezentate se vede că există o interdependență clară între tendința de albire și valoarea tensiunii superficiale a fontelor lichide.

Pentru aprecierea cantitativă a influenței elementelor asupra stabilității fazei lichide se poate folosi criteriul $\Delta\sigma : \Delta C$.

Astfel, pentru fontele cu $C_e \simeq 3{,}8-4{,}6\%$ și cu diametrul de 20 mm, se poate considera că, dacă pentru 0,1 % adaos

1) $\Delta\sigma : \Delta C \cong 2\,000$ erg/cm ^{2}, fonta va avea o tendință mare de albire, iar forma grafitului va fi compactă, apropiată de cea nodulară;

2) $\Delta\sigma : \Delta C \cong 500 - 2\,000$ erg/cm ^{2}, se vor obține fonte pestrițe cu forme intermediare ale separărilor de grafit;

3) $\Delta\sigma : \Delta C \cong 500$ erg/cm ^{2}, se vor obține fonte modificate cu grafit lamelar.

Desigur că, condițiile prezentate sînt orientative și este necesară o completare și o precizare a acestora, în care se să țină seamă mai mult de compoziția chimică a fontei, de viteza de răcire, precum și de gradul de dezoxidare.

CZ 666.763.6

Fabricarea produselor refractare silica termoizolatoare*

Ing. I. VEISER
Institutul de cercetări metalurgice

Utilizarea materialelor termoizolatoare de tipul diatomit, Kieselguhr etc. a intrat de multă vreme în practica industrială la izolarea termică a cuptoarelor și a altor agregate. Spre deosebire de acestea, produsele refractare termoizolatoare sînt de dată mai recentă, mai ales în țară, unde producția și utilizarea lor sînt sub nivelul altor țări. Această rămînere în urmă este nejustificată, deoarece produsele refractare termoizolatoare prezintă avantaje evidente față de produsele termoizolatoare nerefractare.

În figura 1 se reprezintă două variante de izolare termică a unui cuptor cu temperatura interioară de 1 400°C și temperatura la exterior de 140°C [1].

Varianta veche (fig. 1, *a*) folosește o zidărie refractară *1* de 390 mm grosime și o zidărie *2*, de 110 mm grosime, din materiale termoizolatoare de tip diatomit. Grosimea zidăriei refractare a rezultat dintr-un calcul în care s-a ținut seamă de gradientul de temperatură din cărămidă și de necesitatea ca temperatura la zona de contact cu stratul termoizolator să nu depășească 900°C (temperatura maximă suportată de acest material).

Varianta modernă (fig. 1, *b*) folosește o zidărie refractară *1* de numai 110 mm grosime, urmată de un strat refractar termoizolator *2* de 60 mm și un strat din plăci de diatomită *3* de 30 mm. În acest caz s-a realizat deci o micșorare de aproape patru ori a grosimii zidăriei refractare și aceasta se datorează numai faptului că stratul refractar termoizolator respectiv se poate utiliza la temperatura de 1 270°C. Prin acest procedeu de izolare termică se poate deci micșora gabaritul exterior al cuptoarelor, sau se poate mări spațiul interior de lucru al cuptorului, păstrînd gabaritul neschimbat. Mai rezultă, de asemenea, o micșorare a greutății zidăriei totale a cuptorului, de la circa 800 la circa 250 kg/cm ^{2}, cu o diminuare în aceeași proporție a pierderilor de căldură prin energia calorică absorbită de zidărie. Aceste avantaje

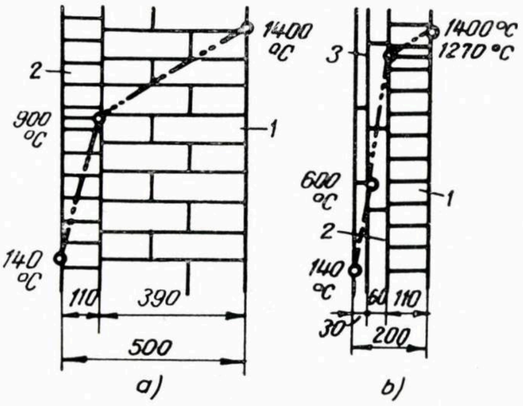


Fig. 1

---

*) La această lucrare au colaborat: ing. A. Szabo, ing. Erna Pommer, ing. S. Secoșeanu, ing. C. Camerman de la I.C.E.M. și ing. T. Moldovan și ing. Tatiana Alexinski de la fabrica „9 Mai“ — Turda.

au dus la extinderea utilizării produselor refractare termoizolatoare în toate ţările cu tradiţie industrială.

Mai recent s-a trecut la zidării de cuptoare în care se elimină total materialele refractare clasice şi se înlocuiesc cu materiale refractare termoizolatoare, care se pot folosi în contact direct cu flacăra şi care realizează în acelaşi timp şi izolarea termică necesară. Acest sistem de zidărie prezintă un interes special, pentru că permite realizarea de agregate termice mai uşoare şi cu capacitate calorică mai scăzută (diminuarea energiei calorice absorbite de pereţi) precum şi pentru că se elimină inconvenientele provenite din diferenţa dintre coeficienţii de dilatare ai produselor refractare şi cei ai produselor refractare termoizolatoare, de la zidăriile anterioare.

Cu toate avantajele evidente arătate, folosirea pe scară mai largă a zidăriilor formate integral din materiale refractare termoizolatoare a fost împiedicată multă vreme, din cauză că se utilizau produse refractare termoizolatoare silicoaluminoase, care nu rezistă suficient la sarcini la temperatură înaltă ; chiar dacă o faţă caldă a cărămizii rezistă la 1 500°C, cărămida începe totuşi să se deformeze încă de la 1 300°C. Un alt dezavantaj al acestor cărămizi constă în contracţia lor ulterioară, care atinge uneori valori însemnate, chiar la temperaturi mai joase decît cea de utilizare şi măreşte rosturile, împiedicînd folosirea zidăriei în contact direct cu gazele calde.

Pentru a elimina inconvenientele arătate, s-a ajuns la soluţia utilizării cărămizilor refractare termoizolatoare silica, deoarece acest material prezintă rigiditate termică la temperaturi mari şi în acelaşi timp nu se contractă ci, dimpotrivă, se dilată, astfel încît se micşorează rosturile de zidărie. Rezultă de aici că produsele refractare silica termoizolatoare prezintă toate avantajele pentru ca utilizarea lor să fie din ce în ce mai răspîndită. De altfel, aceste produse au şi ajuns în prezent la faza de utilizare industrială curentă la fabricile de sticlă, la bolţi de cuptoare, la cazane, la gazogene etc. şi preţul lor a devenit competitiv cu al altor produse.

Avantajele economice ale utilizării produselor refractare termoizolatoare sînt destul de însemnate, după cum arată următoarele date practice indicate în literatură [2] :

— o tonă de cărămizi refractare termoizolatoare cu densitatea aparentă de 1,3 g/cm^3 înlocuieşte 2,5—3 t refractare compacte ; la densitatea aparentă de 0,8 se înlocuiesc 6—7 t refractare clasice, în timp ce la densitatea de 0,4 o tonă refractare termoizolatoare poate înlocui pînă la 18—20 t refractare obişnuite ;

— la cuptoarele de încălzit blumuri se pot realiza economii de pînă la 11% combustibil şi se poate scurta durata de încălzire şi răcire cu aproape 20% ;

— refractarele silica termoizolatoare folosite la cuptoarele de ardere a produselor silica duc la o economie de circa 11% combustibil şi la o scurtare cu circa 15 h a ciclului de ardere.

S-a studiat elaborarea unui proces tehnologic de fabricare în ţară a produselor refractare silica termoizolatoare. În acest scop, a fost ales procedeul cu adaosuri combustibile, care se poate aplica cu uşurinţă pe fluxul tehnologic existent la fabricarea cărămizilor silica clasice.

Dintre materiile prime silicioase încercate se menţionează cuarţita de Piatra Rîioasă şi nisipurile de la Făget, Miorcani, Caraorman şi Văleni. Din lucrări a rezultat că toate aceste materiale se pretează la fabricarea produselor silica termoizolatoare, cu condiţia ca pentru fiecare din ele să se utilizeze o diagramă de ardere adecvată. După cum se ştie, refractarele silica termoizolatoare se ard împreună cu produsele silica clasice, cu aceeaşi diagramă de ardere. Pentru a se evita diferenţele de comportare la ardere, studiul s-a axat pe fabricarea refractarelor silica termoizolatoare din cuarţită de Piatra Rîioasă, care se foloseşte şi la fabricarea cărămizilor silica clasice.

Dintre adaosurile combustibile încercate (cocs metalurgic, cocs de petrol, antracit, cenuşă de coajă de orez) cele mai bune rezultate le-a dat cocsul metalurgic, cu care s-au obţinut produse cu rezistenţe mecanice de 50 — 60 kgf/cm ^{2}. Antracitul şi în special cocsul de petrol au dat produse cu rezistenţe mecanice mai slabe.

Reţetele cu adaos de cenuşă de coajă de orez au dat produse cu caracteristici suficient de bune, dar prezentau stratificări şi fisuri ; pentru fabricaţia acestor produse trebuie stabilită o tehnologie specială.

Dintre caracteristicile esenţiale ale produselor refractare termoizolatoare se menţionează : conductibilitatea termică, rezistenţa mecanică, contracţia ulterioară şi temperatura începutului de deformare sub sarcină. În cazul refractarelor silica termoizolatoare, care prin natura lor nu au contracţie ulterioară şi rezistă bine la deformare sub sarcină la temperaturi de peste 1 500°C, rămîne să se studieze doar conductibilitatea lor termică şi rezistenţa mecanică, în funcţie de tehnologia de fabricaţie.

Întrucît determinarea conductibilităţii termice este o operaţie dificilă şi rezultatele diferă în funcţie de aparatură, se obişnuieşte ca această caracteristică să se înlocuiască prin densitatea aparentă a produselor, care dă indicaţii suficient de exacte asupra conductibilităţii lor termice şi care se poate determina mai uşor şi mai precis. De altfel, în numeroase ţări, clasificarea produselor refractare termoizolatoare se face în funcţie de densitatea lor aparentă, iar conductibilitatea termică se determină numai atunci cînd consumatorul o cere în mod special, pentru condiţii de lucru bine stabilite.

Lucrările de cercetare efectuate au studiat deci influența unor parametri tehnologici asupra densității aparente și a rezistenței mecanice a produselor; în paralel s-au efectuat și determinări de conductibilitate termică la unele produse fabricate.

Pentru a urmări influența granulației cuarțitei, s-a păstrat constantă granulația cocsului (30% între 0,5—și 1 mm și 70% sub 0,5 mm) și s-a variat granulația cuarțitei în felul următor: fie că s-a mărit între 40 și 60% proporția de fracțiune fină sub 0,088 mm, restul cuarțitei fiind de 0,5—1 mm, fie că s-a păstrat constant procentul de fracțiune fină (60%), dar s-a variat finețea ei de măcinare, crescînd proporția de fracțiune sub 0,06 mm, de la 20 la 40%.

Efectele acestor variații ale granulației sînt arătate în figura 2 (*1* — rezistența la compresiune; *2* — densitatea aparentă; *A* — 35% cocs; *B* — 40% cocs).

Din figură se constată următoarele: creșterea proporției de fracțiune fină, de la 40 la 60%, are ca efect creșterea cu 50% a rezistenței mecanice a produselor; măcinarea mai înaintată a fracțiunii fine, exprimată prin creșterea procentului de fracțiune sub 0,06 mm de la 20 la 40% are ca efect creșterea aproape la dublu a rezistenței mecanice a produselor; densitatea aparentă a produselor este mai puțin influențată de variațiile granulației cuarțitei.

La altă serie de produse s-a menținut constantă granulația cuarțitei (40% între 0,5 și 1 mm, și 60% sub 0,088 mm) și s-a variat granulația cocsului metalurgic. Rezultatele obținute au arătat următoarele: rețeta cu 30% cocs de 0,5—1 mm și 70% sub 0,5 mm a dat produse cu cea mai bună rezistență mecanică (peste 60 kgf/cm²); dacă dimensiunea granulelor de cocs crește parțial la 1—2 mm, rezistența produselor scade cu 30% și dacă granulele depășesc 2 mm, rezistența scade la mai puțin de jumătate; dacă se elimină fracțiunea fină de cocs și se folosesc numai granule între 0,5 și 1 mm, rezistența produselor scade cu circa 60%, iar dacă, din contră, se elimină granulele de cocs și se folosește numai fracțiunea fină sub 0,5 mm, rezistența produselor scade cu circa 30%; densitatea aparentă a produselor este mai puțin influențată de aceste variații ale granulației adaosului combustibil.

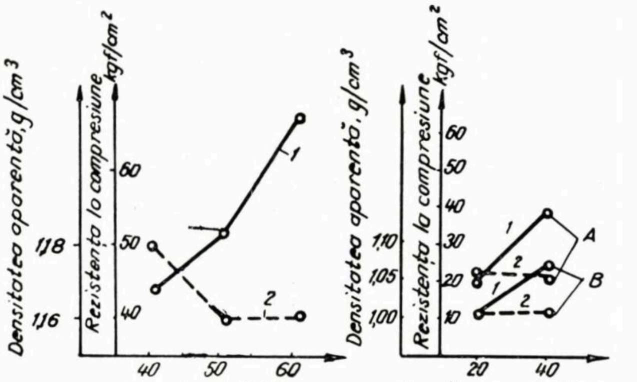


Fig. 2

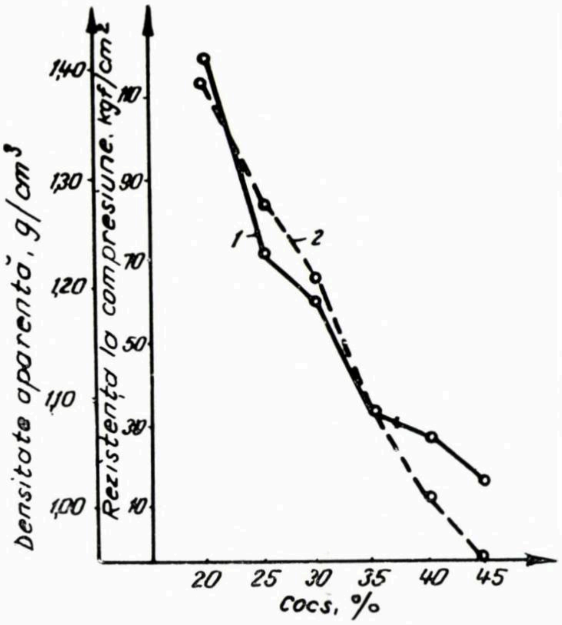


Fig. 3

Încercările efectuate au demonstrat deci influența importantă a granulației materiilor prime asupra rezistenței mecanice a produselor refractare silica termoizolatoare.

Un alt factor studiat a fost procentul de cocs din rețetă, care a variat de la 20 la 45%. Figura 3 (*1* — rezistența la compresiune; *2* — densitatea aparentă) arată influența considerabilă a acestui factor asupra densității aparente a produselor, care scade de la 1,41 g/cm³ pentru rețetele cu 20% cocs, la sub 0,9 g/cm³ pentru rețetele cu 45% cocs. Prin urmare, caracterul termoizolator al produselor este substanțial îmbunătățit prin creșterea procentului de cocs din rețetă. Cantitatea de cocs din rețetă este însă limitată, deoarece are un efect negativ asupra rezistenței mecanice a produselor. Din figură se observă că rezistența a scăzut de la 115 kgf/cm ² pentru rețetele cu 20% cocs la circa 17 kgf/cm ², pentru rețetele cu 45% cocs.

Din această serie de lucrări a rezultat deci că procentul de cocs din rețetă urmează a fi stabilit, de fiecare dată, în funcție de caracteristicile ce se cer produselor finite.

Un ultim parametru studiat a fost presiunea de fasonare a produselor. În figura 4 se arată modul cum au variat densitatea aparentă și rezistența mecanică a produselor, în două variante de fasonare: 225 kg/cm ² (curbele *1*) și 360 kg/cm ² (curbele *2*). Se constată că creșterea presiunii de fasonare a avut următoarele efecte : îmbunătățirea rezistenței mecanice a produselor, care

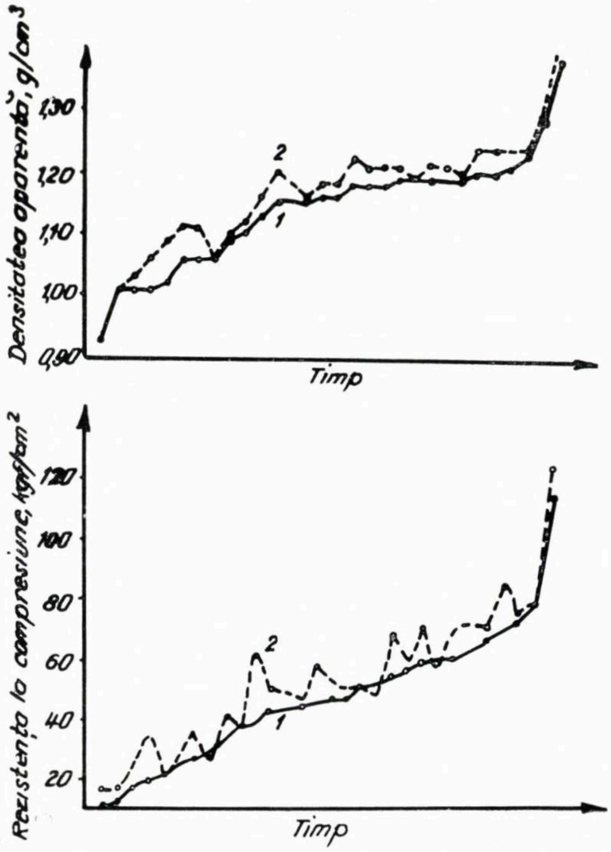


Fig. 4

crește în proporție de pînă la 58% (cu media de circa 17%) ; creșterea densităților aparente cu valori pînă la 7% (media de 2,5%).

Există deci posibilități de a lărgi gama de produse silica termoizolatoare și prin presiunea folosită la fasonarea cărămizilor.

Pe baza rezultatelor obținute s-a trecut la fabricația industrială experimentală a refractarelor silica termoizolatoare. Lucrările s-au efectuat la fabrica „9 Mai"—Turda, unde s-au executat două loturi, care difereau între ele doar prin granulația cuarțitei, și anume : la lotul *1* — 55% sub 1 mm ; — 45% sub 0,06 mm (praf colectat la filtre) ; la lotul *2* — 25% sub 1 mm ; — 75% sub 0,088 mm (de la moara cu bile).

La ambele loturi s-a folosit un adaos de 35% cocs metalurgic cu granulația : 30% între 0,5 — 1 mm și 70% sub 0,5 mm. Procesul tehnologic de fabricație a fost asemănător cu cel din producția curentă de cărămizi silica ; cuarțita sfărîmată la concasor și spălată la spălător rotativ s-a granulat la Symons și s-a trecut prin sita vibratoare de 1 mm. Refuzul de pe sită s-a măcinat la moara cu bile. La ieșire din moară, fracțiunea fină s-a amestecat cu granulele de cuarțită și cu cocsul din silozuri, adăugînd și amestecul de lapte de var (2% CaO) cu leșie de moliftan (1% moliftan). Cocsul introdus în fabricație a fost în prealabil măcinat la moara cu ciocane și trecut prin sita de 1 mm. Presarea s-a executat la presa cu masă rotativă cu presiunea specifică de circa 250 kgf/cm², după care a urmat uscarea în uscător tunel la circa 120°C și arderea la partea superioară a stivelor de cărămizi silica, în cuptoare Mendheim, la temperatura de 1 410°C, cu palier de 30 h.

Caracteristicile cărămizilor obținute în cele două loturi sînt arătate în tabela 1 din care se vede că ele se încadrează în standardele inter-

Tabela 1

Caracteristica	GOST 5040-58 DL–1; 2 [3]	TGL 6262-60 [4]	Didier SIPORAL 12–1962 [5]	BELREF Porodina, Belgia	Chesters cod 30 [6]	Lot industrial ICEM–„9 Mai"–Turda	
						Lot 1	Lot 2
Densitatea aparentă, g/cm³	1,2	1,1	1,2–1,3	1,2	1	1,11–1,15	1–1,02
Rezistența la compresiune, kgf/cm²	35	35	50	60	55	52–53	56
Temperatura de deformare sub sarcina de 1 kgf/cm², °C	—	1 350	—	1 560	—	1 550	
Conductibilitatea termică, kcal/m/m²/h/°C la 100°C	—	—	—	0,4	—	—	—
200°C	—	—	—	—	—	0,171	0,198
400°C	—	—	—	—	0,844	0,238	0,230
500°C	—	—	—	0,5	—	—	—
600°C	0,6	—	0,51	—	—	0,452	0,321
800°C	—	—	0,64	0,6	—	0,532	0,451
Refractaritatea, °C	1 670	—	—	—	—	1 720	1 730
Temperatura limită de utilizare, °C	—	—	1 550	1 600	>1 200	—	—

naționale și sînt similare cu ale unor produse consacrate din alte țări.

Se menționează că lucrările de fabricație industrială au arătat că modul în care se realizează arderea produselor refractare silica termoizolatoare are o mare influență asupra calității cărămizilor și asupra procentului de rebuturi. Este necesar ca arderea adaosului de combustibil să înceapă încă de la temperaturi joase și să se termine pînă la sfîrșitul arderii produselor. În caz contrar, apar pete albe la suprafața cărămizilor sau rămîn zone negre, care alterează calitatea produselor și măresc rebuturile. Pentru a preîntîmpina aceste riscuri, trebuie ca la așezarea în cuptor să se asigure între cărămizi un spațiu de 25—30 mm, iar la ardere să se realizeze atmosferă oxidantă, pînă la temperatura de 1 200°C.

BIBLIOGRAFIE

[1] Devidts P. *Materiale termoizolatoare și materiale refractare termoizolatoare utilizate în siderurgie.* Circulaire d'Informations T´chniques, nr. 3, 1964.
[2] Rabinovici M. A. *Eficacitatea economică a folosirii refractarelor termoizolatoare.* Ogneuporî, nr. 6, 1965.
[3] Kainarski I. S. *Dinas-Metallurghizdat*, 1961.
[4] Konopicky K. *Feuerfeste Baustoffe — Stahleisen MBH*, Düsseldorf, 1957.
[5] Harders F. și Kienow S. *Feurfestkunde*, Berlin, Springer, 1960.
[6] Chesters J. H. *Steelplant refractories* — The United Steel Companies, 1957.

CZ 621.979.25 :621—33

Execuția prin extruziune a supapelor

Conf. dr. ing. V. I. POPESCU
Institutul politehnic „Gheorghe Gheorghiu-Dej” — București

Execuția supapelor de admisie și evacuare pentru motoarele cu ardere internă, atît în țara noastră cît și în străinătate, se realizează prin cele mai felurite procedee, ca : forjare liberă, electrorefulare, extrudare parțială a tijei urmată de o prelungire a acesteia prin sudare etc. Folosirea unui procedeu sau a altuia este condiționată în principal de mărimea seriei și de gradul de tehnicitate al uzinei respective. Pe lîngă procedeele amintite mai sus, în literatura de specialitate se observă din ce în ce mai mult tendința de introducere pe scară tot mai largă a procedeului de extruziune integrală a tijei. Spre deosebire de extruziunea parțială, la care tija supapei se prelungește prin sudare, în cazul extruziunii integrale tija se obține în întregime numai prin extruziune. Acest procedeu permite reducerea substanțială a prețului de cost datorită micșorării consumului de material și a timpului de execuție la forjare și la prelucrarea mecanică prin așchiere, contribuind în același timp la îmbunătățirea calității produselor obținute.

Ținînd seamă de avantajele pe care le prezintă procedeul obținerii supapelor prin extruziune la cald, în lucrarea de față au fost efectuate cîteva încercări experimentale în condițiile secțiilor de forjă din uzinele din țara noastră. În acest scop pentru execuție și comparație a fost aleasă supapa motoarelor de 45 CP folosite pentru acționarea motopompelor. Dimensiunile caracteristice ale acestei supape în stare finită sînt : diametrul talerului 44 mm, diametrul tijei 10 mm, iar lungimea tijei 124 mm. Pentru execuția prin forjare liberă, conform tehnologiei existente, se folosește un semifabricat cu diametrul de 30 mm și lungimea de 80 mm, care cîntărește 0,440 kg. Timpul de forjare în cazul execuției supapei prin forjare liberă depășește 5 min pe bucată.

În vederea determinării necesarului de material pentru obținerea prin extruziune a supapei amintite, adaosul de prelucrare pe rază, adaosul tehnologic pe lungimea tijei, raportul dintre diametrul semifabricatului neextrudat și cel al tijei supapei extrudate, precum și raportul dintre diametrul și înălțimea semifabricatului inițial, au fost stabilite pe baza indicațiilor din literatura de specialitate [1], [2].

Presupunînd că sticla care a fost folosită ca lubrifiant pentru efectuarea experiențelor este de calitate inferioară, în comparație cu sticlele recomandate în literatura de specialitate [3], în loc de 0,2 mm pe diametru, cît se recomandă în literatură [2], ca adaos de prelucrare, în lucrarea de față s-a adoptat 1,0 mm pe diametru pentru tijă și 1,0 mm pe rază pentru taler. Ca adaos tehnologic, conform indicațiilor din lucrarea [1], tija a fost prelungită cu 15 mm.

Calculînd volumul și greutatea materialului în tijă și taler, a rezultat că pentru obținerea prin extruziune a supapei cu adaosuri majorate este necesar un semifabricat de 0,260 kg.

Cu privire la alegerea dimensiunilor semifabricatului, în lucrarea [1] se arată că raportul dintre suprafața transversală a semifabricatului inițial și suprafața transversală a tijei extrudate trebuie să fie cuprins între 6,8 și 7,2, iar raportul dintre lungimea și diametrul semifabricatului inițial, între 1,5 și 1,8. Avînd în vedere aceste indicații, s-a adoptat un semifabricat cu diametrul de 30 mm și lungimea de 48 mm.

Pentru calculul forței de extruziune s-a folosit relația empirică: $P_{ex} = 15\left(\frac{D}{d} - 0,8\right)\sigma_c F$, recomandată în lucrarea [1]. În această relație F și D reprezintă suprafața transversală, respectiv diametrul semifabricatului inițial; d — diametrul tijei extrudate, iar σ_c — rezistența materialului la deformarea plastică la temperatura de extruziune. Conform acestei relații forța totală de extruziune este de aproximativ 120 t.

Execuția supapei s-a făcut în două faze: extruziunea tijei urmată de refularea talerului*. În acest scop au fost construite două matrițe: prima pentru extruziune și a doua pentru refulare. Matrița și conteinerul pentru extruziune au fost executate dintr-o singură bucată (monobloc), iar dimensionarea acestora s-a făcut ținînd seamă de solicitările la care sînt supuse și de necesitatea ca semifabricatul învelit cu o peliculă de lubrifiant (sticlă topită) să poată fi introdus cu ușurință. Pentru ca în timpul extruziunii curgerea materialului să întîmpine o rezistență cît mai mică, unghiul de deschidere al pîlniei matriței a fost de 120°. Matrița pentru refularea talerului s-a dimensionat pe baza cotelor de piesă finită, inclusiv adaosul de prelucrare. Poansoanele s-au executat avînd diametrul cu 0,4 mm mai mic decît diametrul interior al conteinerului. Ca material, atît pentru matrițe cît și pentru poansoane, din lipsă de oțel W 85, s-a folosit oțelul C 120 călit și revenit la 40—45 HRC.

Întrucît suma forțelor de extruziune și refulare, calculate teoretic, a depășit cu mult puterea presei cu excentric la care s-au făcut încercările, operațiile de extruziune și refulare s-au executat succesiv la două curse ale presei. Dacă puterea presei cu excentric ar fi fost suficient de mare, efectuarea celor două operații s-ar fi putut executa la o singură cursă. În acest caz, în timp ce pentru o supapă se extrudează tija, pentru cealaltă se refulează talerul, iar timpul de lucru se reduce la aproximativ jumătate din timpul consumat pentru execuția succesivă a celor două operații.

În figura 1 se arată aspectul exterior și mărimea relativă a supapelor obținute prin forjarea liberă (fig. 1, *a*), extruziune (fig. 1, *b*) și după prelucrarea prin așchiere (fig. 1, *c*).

Din figură se observă că dimensiunile supapei extrudate, în comparație cu cea forjată liber, sînt mult mai mici, iar suprafața este mai curată, ceea ce duce la o reducere a consumului de material.

În figura 2 este arătat fibrajul obținut în secțiunea longitudinală a supapelor executate prin forjare liberă (fig. 2, *a*) și prin extruziune (fig. 2, *b*).

După cum se vede din figura 2, în afara economiilor de material, supapele obținute prin extruziune prezintă un fibraj mai bun, acesta fiind mai puțin întrerupt după prelucrarea mecanică prin așchiere. În consecință, proprietățile mecanice ale supapei obținute prin extruziune sînt mai bune decît ale supapei obținute prin forjare liberă.

Manopera consumată la forjare s-a redus de la aproximativ 5 min, în cazul forjării libere, la mai puțin de 1 min, în cazul extruziunii și refulării succesive, și ar fi putut fi redusă la circa 30 s, în cazul extrudării și refulării concomitente. De remarcat că mărirea productivității de peste cinci ori, în cadrul experiențelor efectuate, constituie o cifră foarte redusă în comparație cu datele indicate în literatura de specialitate, pentru secțiile care s-au specializat deja în obținerea supapelor prin extruziune [4], [5]. Astfel, în lucrarea [4] se arată că la una din secțiile de forjă ale firmei Chevrolet productivitatea unei prese cu excentric de 700 t este de 1 860 supape pe oră. În acest caz, operațiile de extruziune a tijei și refulare a talerului se execută concomitent, presa are 31 curse pe minut, iar introducerea sau scoaterea semifabricatelor și a supapelor se face cu ajutorul unor mîini mecanice.

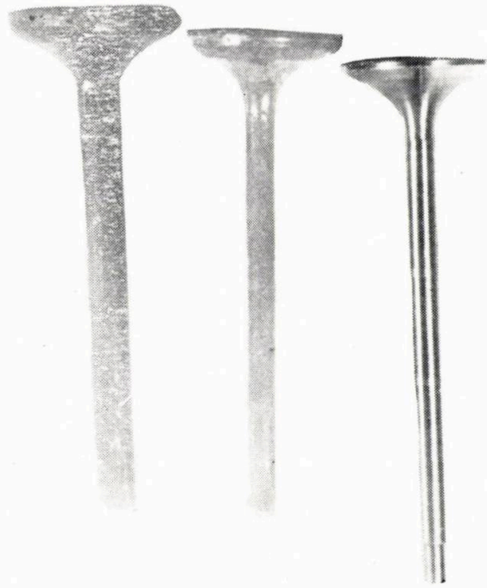


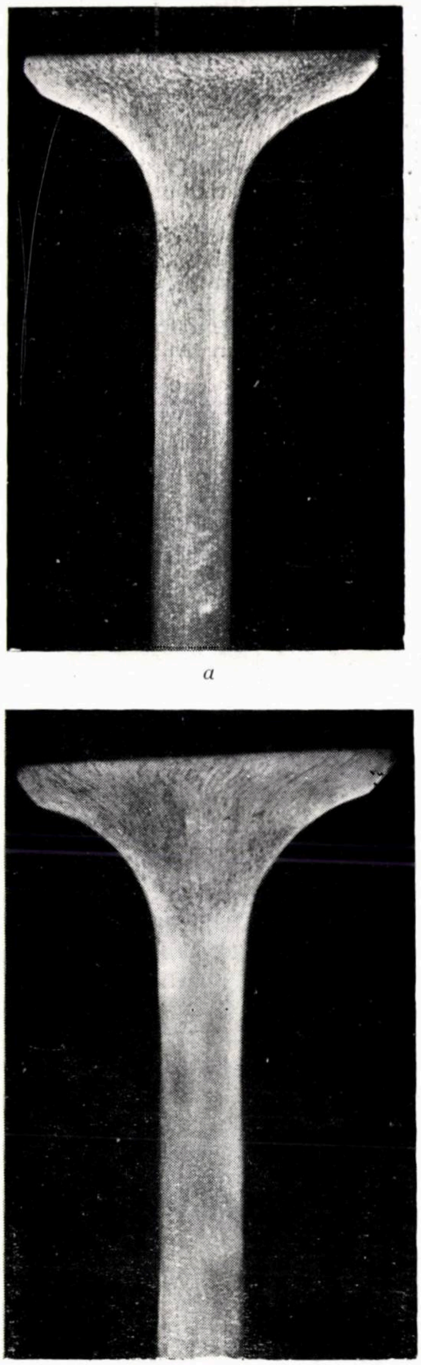
Fig. 1

Consumul de material în cadrul experiențelor, după cum s-a arătat mai sus, a fost redus de la 0,440 kg la 0,260 kg pe bucată, adică la aproximativ 60%.

---

* La efectuarea experiențelor și-a dat concursul și ing. C. Simionescu.

Din analiza rezultatelor obţinute pe baza experienţelor efectuate în condiţii improvizate, se poate aprecia că executarea prin extruziune a supapelor constituie un procedeu mai economic în comparaţie cu cele existente în prezent la noi în ţară, şi poate fi extins, fără cheltuieli care să necesite un timp mare de amortizare, la oricare din secţiile de forjă ale uzinelor din ţara noastră.


a

b

Fig. 2

Condiţiile de bază ce se impun în acest caz sînt : prezenţa unei prese cu excentric de putere corespunzătoare, presă care poate fi utilizată şi pentru alte operaţii ; alegerea judicioasă a oţelului din care se execută matriţa şi poansonul şi a tratamentului termic, precum şi folosirea unui lubrifiant corespunzător.

Ca material pentru sculele de lucru (matriţă şi poanson), în majoritatea lucrărilor se recomandă oţeluri similare oţelului românesc W 85. După datele din lucrarea [6] numărul de supape extrudate cu o matriţă executată din oţel echivalent cu oţelul W 85 a variat între 600 şi 3 500 buc., iar media a fost de 1 100 buc. Tratamentul termic al sculelor din oţel W 85 constă dintr-o călire în ulei, de la 1 100—1 130°C şi o revenire la 600 ± 20°C. Pentru mărirea în continuare a rezistenţei la uzură se recomandă ca matriţa, după prelucrare şi şlefuire, să se nitrureze la 550 ± 10°C timp de 25—26 h şi apoi să se răcească în cuptor pînă la aproximativ 200°C.

Cu privire la oţelurile pentru scule, tot în lucrarea [6] se arată că în condiţii experimentale matriţele din oţelul *A* au avut o durabilitate medie de 3 350 supape, iar cele din oţelul *B*, de 5 100 supape. Compoziţia chimică a oţelurilor *A* şi *B* este dată în tabela 1.

Tabela 1

Oţelul	Compoziţia chimică, %							
	C	Si	Mn	Cr	W	Mo	V	Al
A	0,50	0,50	0,50	2,80	2,53	0,97	0,73	—
B	0,43	0,50	0,50	2,80	1,28	0,90	0,71	0,60

Luînd în considerare compoziţia chimică, se observă că oţelurile din tabela 1, care în cazul extruziunii supapelor la cald au o rezistenţă la uzură de 3—5 ori mai ridicată, sînt mai ieftine decît oţelul W 85.

Indicaţii detaliate cu privire la construcţia pachetului de matriţe şi la dimensionarea sculelor de lucru (poansoane şi matriţe) sînt date în lucrarea [1].

Dintre lubrifianţii recomandaţi în literatura de specialitate pentru extruziunea la cald a supapelor sau a oţelurilor similare cu cele de supape, fac parte : sticla sub formă de praf sau vată şi uneori în stare topită [2] şi [3], amestec de oxid de plumb în ulei de in [2], grafit în ulei mineral [7], bisulfură de molibden [2], amestec de grafit în leşie sulfitică [8] etc.

Ţinînd seamă de preţul de cost al lubrifiantului şi de calitatea produsului extrudat, se poate aprecia că suspensia de grafit în leşie sulfitică este cea mai indicată. În acest caz, așa cum s-a arătat în lucrarea [8], care se referă la extrudarea oțelurilor refractare feritice, în amestecul grafit-leșie sulfitică, în proporție de 50% din greutate, se introduce apă încălzită la 60—80°C pînă cînd se obține o pastă de consistența smîntînii. Cu această pastă se unge suprafața de lucru a sculelor încălzite la 200—300°C. După ungere prin pulverizare sau cu alte mijloace, apa se evaporă iar pe suprafața de lucru a sculelor rămîne un strat de 0,5—1,0 mm grafit încleiat în leșia sulfitică solidificată. La contactul cu semifabricatul încălzit leșia sulfitică arde fără flacără și fără fum, formînd o cenușă foarte fină care împreună cu grafitul constituie materialul de ungere și de izolare termică între scule și oțelul ce se extrudează.

BIBLIOGRAFIE

[1] Sapoşnikov D. E. *Izgotovlenie pokovok na goriaceştam povocinîh pressah. Moscova*, 1962.

[2] Fritsche E. *Fliesspressen von Ventilen für Automobilmotoren auf Gesenkschmiedepressen.* Werkstatt und Betrieb, nr. 10, 1964.

[3] Prozorov L. V. *Pressovanie stali.* Moscova, 1956.

[4] Savranski E. I. *Proizvodstvo pokovok klapanov dvigatelei vnutrenevo sgorania za rubejom.* Avtomobilnaia promîşlennosti, nr. 12, 1964.

[5] Drastik Fr. *Kovani ventilú spalovacich motorú.* Strojírenské výroba, nr. 3, 1965.

[6] Marhin S. V., Prosvirin K. V. şi Sevelev A. E. *Novîe vîskoprocinîe ştampovîe stali dlia goriacevo pressovania.* Kuznecino-ştampovocinoe proizvodstvo, nr. 7, 1965.

[7] Şiskov K. M., Solnevski A. A., Popov A. A. şi Akaro I. L. *Specializirovanîi uciastok kuznecinovo ţeha na ştampovke pokòvok klapanov.* Kuznecino-ştampovocinoe proizvodstvo, nr. 6, 1965.

[8] Popescu V. I. *Cu privire la extruziunea oțelurilor Fe-Cr-Al cu plasticitate redusă.* Metalurgia, nr. 7, 1963.

CZ 621.783.2 :621.774.2 :662.983

Calculul termodinamic al unui încălzitor cu flacără de gaz metan și efectul încălzirii asupra oțelurilor sudate de tip Cr-Mo-V

Conf. ing. Gh. I. IONESCU și ing. DOINA COSTESCU
Institutul politehnic — Brașov

Pe șantierele termocentralelor se folosesc, pe scară tot mai largă, oțeluri complex aliate, pentru confecționarea echipamentului și a tubulaturii cu diametre și grosimi de pereți mari, care lucrează în condiții de temperatură și de presiune ridicate. Montarea acestor conducte se face prin sudare.

Aliajele folosite pentru conductele care lucrează la parametri înalți sînt în general de tipul Cr-Mo-V, care au o sudabilitate scăzută. Aceasta impune aplicarea unei tehnologii speciale pentru anularea tensiunilor interne, a structurilor de supraîncălzire, a fisurilor etc.

Se prevede o preîncălzire a materialului în vederea sudurii și aplicarea după sudură a tratamentului termic (în general o recoacere de detensionare sau o normalizare), pentru a asigura formarea unei structuri apropiate de starea de echilibru a ansamblului.

Temperatura prevăzută pentru tratamente variază de la aliaj la aliaj, între 650 și 920°C, iar durata de încălzire, între 10 min și 3 h.

Încălzirea se poate executa prin inducție sau cu gaze. Comparînd sistemele de încălzire, rezultă o serie de avantaje și dezavantaje, după cum urmează :

— Încălzirea prin inducție asigură respectarea riguroasă a temperaturii și a timpului de tratament și este avantajoasă la conducte cu pereți subțiri, devenind mai puțin eficientă la conductele cu pereți groși. Exploatarea instalației duce la dezechilibrarea rețelei șantierului, necesitînd programarea tratamentelor noaptea, cu efecte negative asupra calității. Instalația este scumpă și complexă ;

— Încălzirea cu flacără de gaz metan aduce o serie de avantaje de ordin tehnologic, calitativ și economic, în cazul conductelor cu grosimi mai mari de pereți. Instalația este simplă, ușor manevrabilă, ieftină și poate reduce durata de încălzire.

În baza celor arătate, s-a trecut la proiectarea și experimentarea unei instalații de tratament termic cu ardere de gaz metan.

Calculul instalației s-a făcut pentru tratamentul termic al oțelurilor de compoziția : 0,1—0,15% C ; 0,15—0,25% Si ; 0,45—0,63% Mn ; 0,4—0,5% Cr ; 0,9—1% Mo ; 0,2—0,33% V, alegînd pentru aplicație conducta cu diametrul de 219 și lungimea de 32 mm (dimensiunea medie din gama de conducte utilizate).

Ca soluție tehnică s-a realizat un arzător circular cu gaz metan, care permite încălzirea locală și continuă în planul îmbinării. Încălzirea piesei se face convectiv local și difuziv prin conducție.

La dimensionarea aparatului de ardere s-a ţinut seamă de parametrii tehnologici impuşi de tratamentul termic (diagrama temperatură — timp, reţinîndu-se din aceasta temperatura de încălzire, viteza de încălzire şi constantele de timp).

Pornind de la parametrii dinamicii de încălzire a îmbinării $\left(\frac{\mathrm{d}T}{\mathrm{d}\tau}\right)$ şi a regimului staţionar de termodifuzie (temperatura de încălzire, durata de menţinere) s-au stabilit prin calcul parametrii funcţionali şi constructivi ai aparatului.

debit de combustibil — 11 Nm^3/h gaz metan; aparatul de ardere are trei rînduri de fante cu 90 orificii, izolate între ele prin mortar refractar, montate pe un inel format din două arcuri articulate sistem cleşte.

Reglarea debitului caloric al aparatului se efectuează în limitele admise de stabilitatea flăcării, permiţînd realizarea unei viteze maxime de încălzire, de 20°C/min.

Regimul tratamentului termic local, specific îmbinării, pretinde construcţia şi funcţionarea aparatului de ardere la parametrii calculaţi.

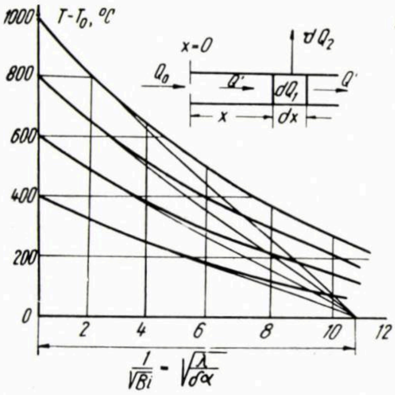


Fig. 1

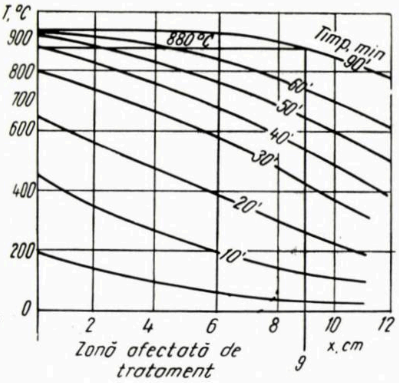


Fig. 2

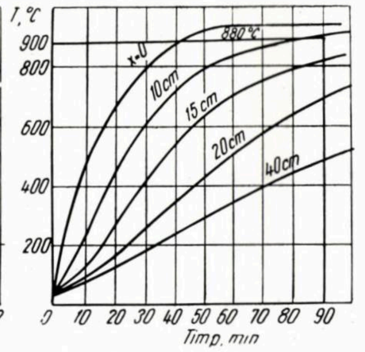


Fig. 3

Parametrii funcţionali (temperatura de ardere, viteza de spălare) sînt condiţionaţi de viteza de încălzire, cunoscut fiind faptul că valorile medii ale vitezei de încălzire $\left(\frac{\mathrm{d}T}{\mathrm{d}\tau}\right)_{\hat{i}nc}$, stabilite prin schematizarea regimului de tratament, corespund linearizării evoluţiilor exponenţiale ale temperaturii corpului expus unei surse constante de încălzire.

Calculele şi experienţele s-au efectuat pentru un tratament termic de normalizare, la temperatura de 880—920 °C, temperatura punctului de transformare fiind stabilită prin metoda dilatometrică.

Unele consideraţii asupra temperaturii flăcării arzătoarelor deschise de gaz metan limitează condiţiile de ardere completă şi cinetica de reacţie în frontul de flacără, la valori ce impun: alegerea corectă a excesului de aer (1,2—1,4), ceea ce determină dozajul şi camera de amestec; temperatura flăcării de 1 200—1 400°C; vitezele de curgere în frontul de flacără corelate de desfăşurarea reacţiilor la temperatura de ardere (0,6—1,2 m/s).

Aceste consideraţii au determinat dimensiunile camerei de amestec şi secţiunile arzătorului circular pentru a satisface debitul necesar cerut de procesul tehnologic.

Caracteristicile instalaţiei experimentate sînt: $p_{aer} = 80 - 100$ mm col. apă, debitat de o suflantă proprie; $p_{gaz} = 120-150$ mm col. apă; camera de amestec — prin ejecţie laminară;

Efectul aparatului realizat nu poate fi însă limitat la acţiunea locală.

Transmiterea de căldură în conducta local încălzită a putut fi evaluată prin soluţionarea ecuaţiilor de transfer conductiv, prin conductă, şi convectiv, de la conductă la mediu. Se obţin succesiv (fig. 1):

$$\mathrm{d}\,Q = \lambda\,S\frac{\mathrm{d}^2\,T}{\mathrm{d}\,x^2}\mathrm{d}\,x \qquad (1)$$

(ecuaţia de transfer conductiv, unidirecţională pe conducta dreaptă), în care: λ este coeficientul de conductibilitate termică; S — suprafaţa încălzită.

Această variaţie elementară serveşte la ridicarea temperaturii volumului elementar $S\mathrm{d}x$;

$$\mathrm{d}\,Q_1 = C_{pm}\cdot\gamma_m S\,\mathrm{d}\,x\frac{\mathrm{d}T}{\mathrm{d}\tau}, \qquad (2)$$

în care:

C_{pm} este căldura specifică a materialului;

γ_m — greutatea specifică a materialului, precum şi la echilibrarea transferului convectiv de la conductă la mediu;

$$\mathrm{d}\,Q_2 = \alpha\,\pi\,D\,\mathrm{d}\,x\,(T - T_0), \qquad (3)$$

în care:

D este diametrul conductei; T — temperatura conductei la distanţa x; T_0 — temperatura mediului; α — coeficientul de transfer parţial convectiv.

Aplicînd ecuația bilanțului termic pe elementul de conductă, rezultă :

$$\mathrm{d}\,Q = \mathrm{d}Q_1 + \mathrm{d}\,Q_2\,; \qquad (4)$$

$$\lambda\,S\,\frac{\mathrm{d}^2T}{\mathrm{d}x^2} = C_{pm}\,\gamma_m\,S\,\frac{\mathrm{d}\,T}{\mathrm{d}\tau} + \alpha\,\pi\,D\,(\,T - T_0).$$

Soluțiile cunoscute satisfac ecuațiile particulare ale bilanțului general (4), adică :

— ecuația regimului tranzitoriu conductiv :

$$a\,\frac{\mathrm{d}^2T}{\mathrm{d}x^2} = \frac{\mathrm{d}T}{\mathrm{d}\tau} \quad (4)-(1)\,; \quad a = \frac{\lambda}{C_{pm}\gamma_m},$$

în care a este constanta de difuzie termică ;

— ecuația distribuției de temperatură pe conducta local încălzită la un anumit regim :

$$\frac{\mathrm{d}^2T}{\mathrm{d}x^2} = \frac{\alpha\,\pi\,D}{\lambda S}\,(\,T - T_0) \qquad (4)-(2)$$

care prin integrare duce la :

$$T - T_0 = T - T_0\int_{x=0} e^{-\sqrt{\frac{\alpha\pi D}{\lambda S}}\,x},$$

unde : $\frac{\alpha\,\pi\,D}{\lambda\,S}$ = Bi (invariant Biot), ceea ce reprezintă distribuția exponențială a temperaturii de-a lungul conductei locale încălzite, în echilibru (fig. 1).

Soluția generală a ecuației (4) poate fi reprezentată sub forma unei expresii integrale a unei funcții Bessel :

$$\frac{T - T_0}{T_f - T_0} = e^{-Bix}\int_0^{b\tau} e^{-\tau}\,I_0\,(\,2\sqrt{\mathrm{Bi}\;x\,\tau})\;\mathrm{d}\,\tau$$

(soluția Langmuir),

unde :

$$b = \frac{C_p\,\Gamma}{\alpha\,S};$$

C_p — capacitatea calorică a curentului de gaz, kg/s ;

α — coeficientul de convecție parțială de la circuitul de gaze calde la peretele conductei ;

S — suprafața de schimb ;

I_0 — funcția Bessel modificată de speța I ordinul zero ;

T — temperatura conductei la distanța x ;

T_0 — temperatura inițială a conductei, stabilizată la temperatura mediului ;

T_f — temperatura flăcării.

Soluția se subordonează condiției limită :

$T/_{t=0} = T_0$ — pentru orice valoarea a lui x ;

$T_f/_{x=0} = T_f$ — pentru orice valoare a lui τ.

Această ecuație este reprezentată grafic pentru

$$\left.\frac{T_1 - T_0}{T_f - T_0}\right|_{x=0} \cong 0{,}77 \quad \text{(fig. 2 și 3).}$$

Reprezentarea variației temperaturii la diferite distanțe de locul sudurii permite urmărirea regimului termic tranzitoriu în orice punct al vecinătății cordonului de sudură.

Rezultă, totodată, zona vecinătății care participă la tratament, adică a cărei temperatură este mai sus decît punctul de transformare. Restul vecinătății, fiind sub punctul de transformare, nu este afectat de tratamentul termic local.

După cum rezultă din calculele efectuate, temperaturi mai mari decît 880°C se ating pe durata procesului de încălzire-menținere (1,5 h) pe distanța de circa 90 mm (≅ de trei ori grosimea), încadrîndu-se în normele de tratament (fig. 4).

În consecință, probele metalografice și mecanice au fost efectuate pe acest interval. Ele duc la următoarele rezultate : durități sub 200 HV în limitele prevăzute pentru a asigura proprietățile plastice ale sudurii ; structura din zona influențată termic este fină, uniformă, punctaj 5 — 7, fapt care permite încadrarea soluției propuse în rîndul unor procedee avantajoase din punct de vedere economic și tehnic, la nivel corespunzător.

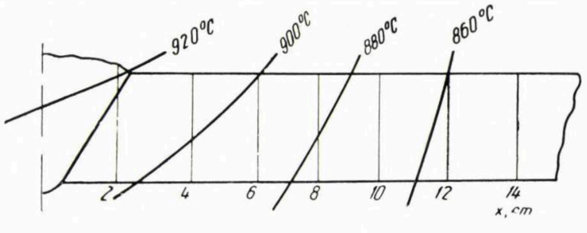


Fig. 4

Deoarece pe șantierele termocentralelor se folosesc conducte cu diametre de la 45 la 426 mm, calculele de similitudine termică au permis stabilirea a patru tipuri de arzătoare care satisfac gama de diametre mai sus menționate.

Instalația realizată este ușoară (30 kg), ușor de manevrat și se poate adapta în orice poziție de încălzire și pe orice diametru de conductă.

Regimul termic se poate modifica și controla în timpul procesului de tratament, putîndu-se realiza atît normalizări și recoaceri, cît și preîncălziri în condiții foarte economice.

Instalația proiectată și executată funcționează pe unul din șantierele Întreprinderii „Energomontaj" — București.

BIBLIOGRAFIE

[1] Rikalin N. N. *Berechnung der Wärmevorgänge beim Schweissen.* Veb. Verlag Technik, 1957.

[2] Traybal M. *Mass Transfer and Heat Transfer operations.* New York, M. C. Graw-Hill, 1961.

[3] Tihonov N. *Ecuațiile fizicii matematice.* București, Editura tehnică, 1957.

CZ 666.763.6 :621.771.2

Cărămizi refractare silicocromitice pentru capacele cuptoarelor adînci de la laminoare

Ing. T. MOLDOVAN şi ing. TATIANA ALEXINSCHI
Fabrica „9 Mai" — Turda

Tendinţa de a ridica rezistenţa cărămizilor silica la acţiunea distructivă a zgurelor a dus la fabricarea de produse silica cu adaos de cromită. Prin adăugarea de 2, 3 şi 4% cromită, rezistenţa la zgure a produselor creşte simţitor; produsele cu 50, 40 şi 30% cromită sînt rezistente la atacul zgurelor cu conţinut ridicat de oxizi de fier, dar au rezistenţă scăzută faţă de zgurele bogate în CaO.

Din studierea sistemului $SiO_2 - Cr_2O_3$ rezultă că adaosul de oxid de crom la cuarţită trebuie să mărească refractaritatea, dar nu este rentabil ca produsele să se fabrice cu adaos de oxid de crom. Prin adăugarea de cromită în loc de Cr_2O_3 se modifică proprietăţile maselor, deoarece în afară de Cr_2O_3 se introduce şi MgO, Al_2O_3, FeO şi Fe_2O_3, ceea ce are ca urmare formarea la temperaturi ridicate a unui sistem bogat în SiO_2, în care însă oxizii se află sub formă de topituri. De aceea, la un adaos de pînă la 50% cromită, refractaritatea masei refractare scade. Aceasta scade cu atît mai mult, cu cît conţinutul minereului este mai redus în Cr_2O_3.

Combinarea materialelor silicioase cu cantităţi mici de cromită se poate face numai cînd produsele sînt utilizate la temperaturi inferioare reacţiei dintre silice şi spinelul de crom, în care caz se păstrează proprietăţile specifice ale produsului refractar.

Cromita se introduce sub forma fin măcinată cu un conţinut minim de 50% Cr_2O_3, conţinutul în SiO_2 al cuarţitei trebuind să fie de minimum 97,5%.

Cărămizile silicocromitice trebuie să aibă porozitate cît mai scăzută, pentru a reduce cît mai mult posibilitatea de atac a zgurelor în masa refractară. De aceea, ele se presează la utilaje cu forţă mare, iar arderea lor se face la temperatura de 1 380—1 430°C.

Avînd în vedere că în intervalul de temperatură 1 000—1 400°C dilatarea cărămizilor silicocromitice este cu 0,2—0,5% inferioară cărămizilor silica obişnuite, volumul acestor produse este aproape constant. Avînd o temperatură de deformare, sub sarcina de 2 kgf/cm^2, destul de ridicată şi alte proprietăţi superioare, aceste produse îşi pot găsi întrebuinţarea în locul cărămizilor refractare silica şi de şamotă, la diferite părţi constructive ale agregatelor cu regim termic ridicat.

În ţara noastră, începînd din anul 1962, produsele silica au început să înlocuiască cu succes cărămizile de şamotă la capacele cuptoarelor adînci de la laminoare, prelungind durabilitatea de la 3 luni/capac la 8—10 luni. Cele de mai sus au determinat cercetarea obţinerii unor produse fabricate din cuarţite cu proprietăţi superioare cărămizilor silica şi rezistente la şoc termic care să poată fi utilizate la capacele cuptoarelor adînci. Pentru acest loc de utilizare s-au luat în considerare produsele silicocromitice care, conform datelor din literatură, cît şi rezultatelor obţinute la loturile experimentale, prezintă proprietatea de a rezista la variaţii bruşte de temperatură.

În anii 1963—1964, la fabrica „9 Mai" — Turda, s-au fabricat două loturi experimentale de cărămizi silicocromitice în cantitate necesară pentru înzidirea a cîte trei capace la cuptoarele adînci.

Materiile prime folosite în fabricaţie au fost cele indicate în tabela 1.

Tabela 1

	SiO_2, %	Al_2O_3, %	Fe_2O_3, %	CaO, %	Cr_2O_3, %	Substanţa uscată, %
Cuarţită de Piatra Rîioasă	98,05	0,71	0,87	0,15	—	—
Cromită de Albania	12,8	16,25	10,15	7,10	37,5	—
Var	—	—	—	94,48	—	—
Moliftan	—	—	—	—	—	81,91

Minereul de crom s-a măcinat concomitent cu fracţiune fină de cuarţită în moara cu bile, rezultînd circa 74% fracţie sub 0,088 mm. Fracţiunea 0,4—4 mm obţinută din cuarţită Piatra Rîioasă, prin concasare în concasorul cu fălci şi apoi trecută prin granulatoarele Symons Ø 900 şi Ø 600 mm, s-a amestecat uscat în transportorul cu șnec al morii, cu fracțiunea fină și intermediară de cuarțită Piatra Rîioasă și cromită, rezultată din moara cu bile.

Amestecul de materii prime omogenizate pe cale uscată s-a trecut în amestecătorul orizontal biax cu paleți, unde s-a adăugat liantul sub formă de barbotină (format din lapte de var și moliftan). După omogenizare în cel de-al doilea amestecător biax, pasta s-a transportat în silozul preselor.

Masa refractară preparată a avut caracteristicile din tabela 2.

Tabela 2

Compoziția granulometrică, %			Alcalinitate CaO, %	Umiditate, %
0.5—4 mm	0,088— —0,5 mm	sub 0,088		
40—45	14—17	36—42	1,9—2,1	6,2

Din masa refractară s-au fasonat cărămizi la presele cu fricțiune. După uscare la temperatura de 120°C timp de circa 12—14 h în uscătoria tunel, cărămizile s-au ars în cuptoare Mendheim la temperatura de 1 410°C, timp de 70 h. La ardere a rezultat un rebut de 2,5%.

Asupra produselor arse s-au efectuat determinări conform standardelor în vigoare, obținîndu-se caracteristicile din tabela 3 (valori medii), redate comparativ cu cărămizile silica uzuale.

Tabela 3

Caracteristici	Cărămizi silicocromitice	Cărămizi silica uzuale
— Compoziția chimică : SiO_2, %	82	94,5
Cr_2O_3, %	5,80	—
— Refractaritatea IP	173	175
— Temperatura începutului deformării sub sarcina de 2 kgf/cm^2, °C	1 580	1 650
— Porozitatea aparentă, %	22	20—25
— Rezistența la compresiune, kgf/cm^2	335	250
— Rezistența la variații bruște de temperatură, cicluri în aer	2	—

Comparînd caracteristicile celor două produse, se observă că refractaritatea și temperatura începutului deformării sub sarcină de 2 kgf/cm^2 sînt inferioare pentru cărămizile silicocromitice, ceea ce se explică prin conținutul mai scăzut de SiO_2, ca urmare a introducerii cromitei în amestec. S-a obținut o rezistență la compresiune superioară, aceasta fiind condiționată în cea mai mare măsură de forța de presare a utilajului la care se fasonează produsele și favorizată de topitura care se formează ca urmare a adăugării cromitei care prin recristalizare dă o masă mai compactă. Un mare avantaj al acestor produse este faptul că se obține o îmbunătățire a rezistenței la variații bruște de temperatură (două cicluri față de nici unul).

Produsele din lotul experimental au fost înzidite la capacele cuptoarelor adînci de la Combinatul siderurgic — Hunedoara, obținîndu-se rezultatele arătate în tabela 4.

Tabela 4

	Durabilitatea în luni/capac		
	minimă	medie	maximă
Cărămizi silicocromitice	6	9,5	16
Cărămizi silica uzuale	1,5	7,2	14

Cifrele din tabela 4 scot în evidență că noul produs se comportă mai bine, prezentînd o creștere cu circa 33% a durabilității capacelor, fapt care indică utilizarea cu succes a produselor la aceste agregate.

Fabricația produselor este posibilă chiar în prezent pe fluxul tehnologic existent. Deoarece pentru fabricație este necesară cromită, materie primă care nu se găsește în țară ci se importă, se impune ca aceasta să aibă un conținut cît mai ridicat de Cr_2O_3 pentru ca ceilalți oxizi pe care îi conține să se găsească în proporție cît mai redusă, fiind asigurată astfel fabricația unor produse de calitate.

CZ 669.35 :543.42

Analiza spectrală a bronzului BZ 6 ZnT, cu spectrograful automat „Cameca"

Fiz. ILEANA WEISSMAN, chim. IUDITH MURAFA şi chim. MARIETA MIHĂLCESCU
Uzina chimico-metalurgică „NEFERAL" — Bucureşti

În lucrarea de faţă se prezintă metoda de analiză spectrală pentru bronzul Bz 6 ZnT care are următoarea compoziţie: 85 ± 2% Cu; 6 ± 1% Sn; 4 ± 1% Pb; max. 1% Ni; max. 0,50% Sb; max. 0,40% Fe; max. 0,05% Al; rest Zn; 1,3% total impurităţi.

Analiza a fost realizată cu spectrograful cu înregistrare automată tip „Cameca", aparat care dă rezultatul complet al acestei analize în 3 min.

În vederea stabilirii curbelor de etalonare, pentru fiecare element s-a realizat un set de etaloane cu compoziţia chimică prezentată în tabela 1.

Tabela 1

Etalon nr.	Compoziţia chimică, %						
	Cu	Sn	Pb	Zn	Sb	Ni	Fe
2	88,52	6,32	3,08	0,12	0,06	1,54	0,30
3	87,20	7,50	3,02	0,68	0,26	1,18	0,18
4	83,75	8,38	3,75	2,20	0,37	1,18	0,34
5	82,65	8,10	4,55	3,00	0,53	0,94	0,04
6	83,21	6,36	4,22	4,60	0,35	0,98	0,24
8	85,02	5,38	4,97	3,97	0,41	0,15	0,06
14	82,16	6,69	4,83	4,32	0,85	0,56	0,56

Etaloanele au fost turnate în cochilii de fontă, obţinîndu-se bare cu diametrul de 40 mm şi lungimea de 35 mm.

Pentru determinarea omogenităţii componenţilor etaloanelor s-au făcut 60 de înregistrări pentru fiecare etalon, înlăturîndu-se la strung de fiecare dată circa 2 mm din lungime şi realizîndu-se pe fiecare suprafaţă cîte cinci scînteieri.

Reproductibilitatea pe element este prezentată în tabela 2.

Tabela 2

Element	Nr. de înregistrări	C, %	σ	σ', %
Sn	60	8,40	±0,14	1,66
Zn	60	4,62	±0,09	1,85
Pb	60	4,95	±0,09	1,72
Fe	60	0,34	±0,005	1,47
Sb	60	0,36	±0,0047	1,30
Ni	60	1,55	±0,020	1,30

Obs: *C* este concentraţia medie; σ — abaterea standard pentru o singură determinare; σ' — eroarea medie pătratică relativă asupra concentraţiei.

Întrucît nici una din erorile medii pătratice relative asupra concentraţiei nu depăşeşte 2% [1], materialul a fost considerat suficient de omogen pentru a putea fi folosit la analiza spectrală.

Ca aparatură de lucru s-a folosit spectrograful automat „Cameca" a cărei schiţă principală este prezentată în figura 1, unde:

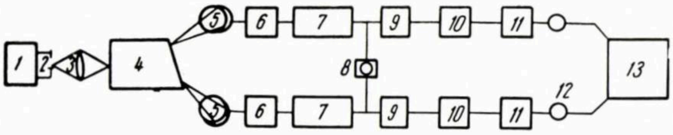


Fig. 1

1 — sursa generator tip Feussner; *2* — electrozi; *3* — sistemul de iluminare uniformă a fantei, format din trei lentile, cu imagine intermediară; *4* — spectrograf cu prismă de cuarţ, cu gamă de lucru de 2 200 Å — 5 200 Å; *5* — două fotomultiplicatoare mobile în planul focal al spectrografului; în timpul analizei un fotomultiplicator rămîne fix pe linia de comparaţie, celălalt se deplasează de-a lungul spectrului, măsurînd pe rînd intensitatea liniilor de analizat; *6* — preamplificatoare; *7* — amplificatoare; *8* — osciloscop; *9* — filtre de ieşire; *10* — redresoare; *11* — filtre; *12* — miliampermetre; *13* — înregistrator.

Condiţiile de lucru au fost următoarele: regimul generatorului — $C = 6\,000$ cm; $L = 360\ \mu$ H; electrod — cu suprafaţă plană prelucrată la strung; contraelectrod — cărbune spectral tip T Ø 8 mm vîrf con cu unghi de 120° prelucrat la freză; distanţa între electrozi — 2,7 mm; proba de analizat se preia direct din şarjă, într-o cochilie identică cu cea pentru etaloane; fanta de intrare — 0,04 mm, fanta de ieşire pentru celula de analiză — 0,10 mm, fanta de ieşire pentru celula de comparaţie — 0,20 mm.

Condiţii de amplificare: $\frac{\text{automat}}{3}$; $\frac{X}{T} = \frac{7}{5}$; timp de prescînteiere — 15 s; timp de înregistrare pentru fiecare element — 12 s; temperatura — $23 \pm 0{,}05$°C; umiditate relativă — 35—40%; perechile analitice sînt date în tabela 3.

Graficele de etalonare sînt prezentate în figurile 2, 3, 4, 5, 6 şi 7.

Fiecare punct de pe grafic este media a patru înregistrări.

Tabela 3

Element	Linii de analiză, Å	Linii de comparație, Å
Ni	Ni 3 414	Cu 5 105
Zn	Zn 3 345	Cu 5 105
Sn	Sn 2 863	Cu 5 105
Pb	Pb 2 833	Cu 5 105
Fe	Fe 2 755	Cu 5 105
Sb	Sb 2 528	Cu 5 105

Tabela 4

Element	Numărul de determinări	C, %	σ	σ', %
Sn	20	6,80	±0,15	2,10
Zn	20	2,50	±0,085	3,40
Pb	20	3,65	±0,11	3,00
Fe	20	0,10	±0,006	6,00
Sb	20	0,22	±0,015	6,00
Ni	20	0,15	±0,0075	5,00

Din cauza influenței zincului asupra intensității liniei de staniu s-au trasat pentru staniu două grafice de etalonare [2] (fig. 2 : *1* — Zn $<$ $<$ 3% ; *2* — Zn $>$ 3 %).

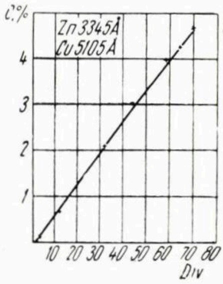


Fig. 2

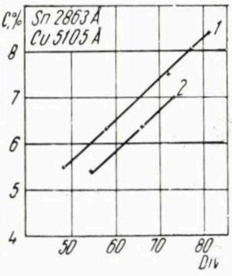


Fig. 3

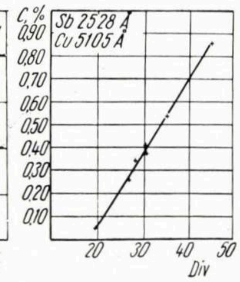


Fig. 4

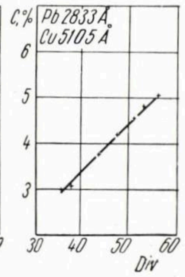


Fig. 5

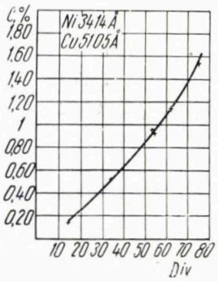


Fig. 6

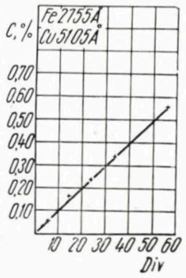


Fig. 7

Tabela 5

Șarja	Zn, %		Sn, %		Pb, %		Ni, %		Fe, %		Sb, %	
	spectral	chimic	spectral	chimic	spectral	chimic	spectral	chimic	spectral	chimic	spectral	chimic
12	1,95	2,00	6,32	6,33	3,65	3,65	0,15	0,18	0,02	0,03	0,18	0,22
13	2,20	2,35	6,10	6,06	3,30	3,35	0,19	0,20	0,05	0,04	0,48	0,45
15	2,60	2,55	6,85	6,83	3,70	3,60	0,16	0,16	0,03	0,04	0,21	0,22
17	2,60	2,69	6,70	6,69	3,65	3,80	0,18	0,20	0,08	0,08	0,21	0,20
18	3,15	3,17	6,60	6,68	4,10	4,00	0,20	0,22	0,08	0,10	0,21	0,20
19	3,55	3,56	6,65	6,63	4,10	4,00	0,20	0,20	0,10	0,12	0,30	0,35
20	2,55	2,53	7,00	6,95	3,60	3,65	0,19	0,20	0,10	0,12	0,28	0,25
39	2,20	2,16	6,40	6,45	4,00	4,02	0,17	0,18	0,06	0,06	0,39	0,37
42	2,45	2,40	6,35	6,39	3,40	3,35	0,16	0,15	0,10	0,11	0,60	0,59
35	1,50	1,55	6,40	6,38	3,75	3,88	0,20	0,18	0,08	0,08	0,35	0,35
47	2,60	2,55	6,50	6,51	3,45	3,50	0,16	0,16	0,13	0,15	0,53	0,57
33	2,75	2,78	6,65	6,68	3,95	4,08	0,16	0,18	0,10	0,12	0,39	0,38

Din acest motiv, setul de etaloane a trebuit să fie completat cu proba 2—3 care conține 2,3% Zn și 5,50% Sn, întrucît în setul de etaloane nu a existat nici o probă cu zinc sub 3% și staniu sub 6% ; la efectuarea analizei se determină mai întîi procentul de zinc și apoi cel de staniu, în funcție de graficul ales.

Reproductibilitatea rezultatelor s-a calculat pe baza a 20 de determinări făcute pe o singură probă și datele sînt prezentate în tabela 4.

Verificarea cu analiza chimică s-a făcut pe 150 de probe din producție. Tabela 5 cuprinde datele comparative dintre analiza spectrală și cea chimică.

Așa cum s-a arătat, determinările au fost făcute în condiții de temperatură și umiditate constante : $t = 23 \pm 0{,}5°C$; $H = 35-40\%$.

Influența nefavorabilă a variațiilor de temperatură și umiditate asupra reproductibilității rezultatelor de analiză reiese din tabela 6,

Tabela 6

Element	$t = 23 + 0{,}5°C$; $H = 35-40\%$			$t = 23-28°C$; $H = 40-75\%$	
	C, %	σ	σ', %	σ	σ', %
Sn	6,80	±0,15	2,10	±0,34	5
Zn	2,50	±0,085	3,40	±0,125	5
Pb	3,65	±0,11	3,00	±0,15	4
Fe	0,10	±0,006	6,00	±0,011	11
Sb	0,22	±0,015	6,00	±0,022	10
Ni	0,15	±0,0075	5,00	±0,014	9

unde se dau comparativ abaterile standard și erorile medie pătratice relative asupra concentrației pentru una și aceeași probă.

Datele au fost calculate în ambele cazuri din 20 de determinări.

Proasta reproductibilitate a rezultatelor, în cazul unei umidități variabile și care depășește 60%, se datorește în special condensării vaporilor de apă pe lentile și fotomultiplicatoare.

În acest caz vaporii de apă de pe fotomultiplicatoare trebuie îndepărtați cu un curent de aer cald [3].

În concluzie, metoda stabilită permite dozarea staniului, plumbului, fierului, stibiului, nichelului și zincului din bronzul Bz 6 ZnT la un procent de aluminiu de 0,01% constant atît în probe, cît și în etaloane.

Se obțin rezultate reproductibile și în bună concordanță cu analiza chimică, în special dacă se lucrează la o temperatură constantă în jurul valorii de 23°C și la o umiditate relativă de 35—40%.

Dacă nu este posibilă realizarea acestor condiții, reglarea aparatului trebuie făcută la fiecare variație a temperaturii cu ± 0,5°C, fotomultiplicatoarele trebuie uscate cu un curent de aer cald, iar graficele de etalonare trebuie trasate zilnic, nemaifiind suficient controlul graficelor cu un singur etalon, așa cum se lucrează în mod obișnuit.

BIBLIOGRAFIE

[1] Witlcowska S. Rudy i metale. Niezelazne, nr. 5, 1962.
[2] Cudelia E. S. *Spectralnie analizi metallov i splavov.* Kiev, Gos. Izd. Tehnic, 1961.
[3] Pfundt I. Metallurgia italiana, nr. 8, 1958, p. 313.

CZ 621.521 :542.77

Metode și dispozitive pentru protejarea pompelor de vid pentru laborator

I. ROMANÇIUC
Institutul de cercetări metalurgice

În laboratoarele de cercetări metalurgice sau în cele de chimie se utilizează pompele de vid pentru evaporarea și distilarea diferitelor substanțe sau pentru uscarea de pulberi metalice și materiale refractare sub vid.

Nu toate laboratoarele dispun de pompe de vid adecvate acestor lucrări, pompele întrebuințate în mod curent fiind pompe umede (cu ulei de etanșare și transport) care nu asigură întrutotul efectuarea procesului tehnologic, precum și asigurarea condițiilor optime de funcționare a lor.

Pentru operațiile enumerate, la pompele cu ulei este necesar să se adopte anumite filtre cu absorbție sau camere de reținere a apei provenite din condensarea vaporilor din substanțele supuse uscării sau evaporării.

La uscarea sub vid în etuve sau dulapuri special amenajate a diferitelor pulberi metalice sau materiale refractare, care se efectuează la diferite temperaturi, conținutul de apă din materiale se evaporă, vaporii împreună cu aerul din recipient (etuvă sau dulap) sînt absorbiți de pompă (împreună cu mici părticele din material), care, trecînd prin ulei, se condensează și împreună cu părticelele de material se depun la fundul bazinului de ulei, formînd o emulsie de apă, ulei și pulbere.

Aerul evacuat de pompă antrenează o dată cu el și picăturile de ulei, datorită nivelului crescut al uleiului. Creșterea nivelului se face concomitent cu creșterea emulsiei depuse pe fundul bazinului, aceasta la rîndul ei fiind agitată de către uleiul antrenat de aer, ajunge la supapa de admisie și astfel contribuie la uzura cilindrului și provoacă zgîrieturi pe suprafața lui.

Ideal ar fi ca, la uscarea sub vid a materialelor cu conținut mare de apă, să se utilizeze pompe cu apă ca lichid de antrenare și etanșare, însă nu toate laboratoarele dispun de astfel de pompe și în special cele unde se lucrează cu cantități mici de materiale.

Pompele umede cu apă ca lichid de antrenare au un randament scăzut, datorită faptului că, în afară de vaporii de apă și de aerul din recipient, mai trebuie să transporte o cantitate destul de mare de aer aflat în apa de etanșare. Randamentul acestor pompe practic se reduce cu aproximativ 30% din puterea teoretică.

Pentru eliminarea acestui inconvenient și protejarea pompei contra uzurii sau distrugerii pistonului, se propun cîteva metode de reținere a apei provenite din condensare, și anume :

— În interiorul etuvei sau al dulapului se așază vase de sticlă cu diferite materiale absorbante (cărbune activ sau silicagel) (fig. 1 : *1* — etuvă ; *2* — tăvi cu materiale pentru uscat ; *3* — polițe ; *4* — vase cu material absorbant ; *5*—ștuț de aspirație). Vaporii de apă sînt absorbiți de aceste materiale și deci pompa va aspira

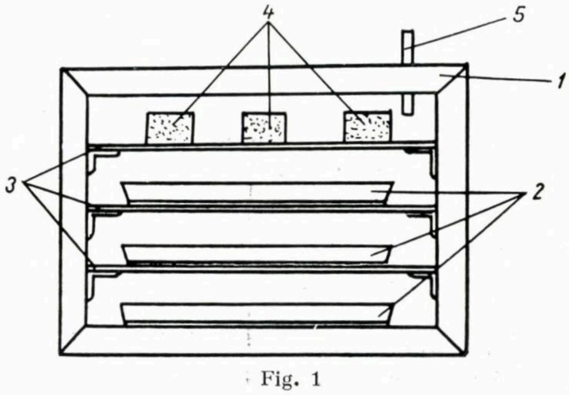


Fig. 1

numai aerul împreună cu particulele mici de pulbere, provenite din materialul supus uscării. Materialele de absorbție ajung destul de repede la saturație, nemai reținînd umiditatea ; totodată, la un vid și la o temperatură mai mare, proprietățile de absorbție scad la minimum, deci, după un anumit timp de funcționare, vasele trebuie scoase și înlocuite.

În afară de materialele de absorbție solide se mai pot utiliza, cu un oarecare avantaj, mediile de absorbție lichide dar și acestea trebuie scoase și înlocuite după fiecare proces de uscare cu altele regenerate.

Operația de înlocuire a vaselor cu substanțe lichide sau solide îngreuiază desfășurarea procesului tehnologic de uscare, în special în cazul uscării unor cantități mai mari de material și cu conținut mare de apă.

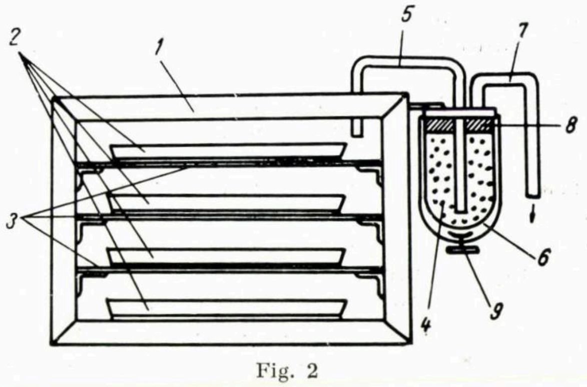


Fig. 2

A doua metodă constă în utilizarea unui filtru cu pahar de sticlă, umplut cu aceleași materiale de absorbție, care prezintă însă și un filtru pentru reținerea prafului. Acest filtru este montat în exterior (fig. 2 : *1* — etuvă ; *2* — tăvi pentru materiale ; *3* — polițe ; *4* — material absorbant ; *5* — conductă de aspirație din etuvă ; *6* — vas pentru material absorbant ; *7* — conductă de legătură cu pompa ; *8* — filtru cu șpan fin ; *9* — colier cu șurub de strîngere).

Aerul absorbit de pompă de această dată este curățat de praf și deci pompa este protejată, însă numai un anumit timp, deoarece și aici trebuie schimbat materialul absorbant și materialul filtrant.

Pentru o uscare mai îndelungată sînt necesare filtre și pahare de sticlă de schimb, iar cele saturate să se introducă într-o etuvă cu o temperatură de cel mult 150°C, pentru reactivare, timp de 4—5 h, după ce în prealabil s-au scos filtrele de praf pentru a fi spălate.

— O a treia metodă este mult mai avantajoasă, deoarece nu mai utilizează material de absorbție. Dispozitivul este confecționat din următoarele piese : (fig. 3 : *1* — pompă de vid cu ulei ; *2* — conductă de evacuare a uleiului ;

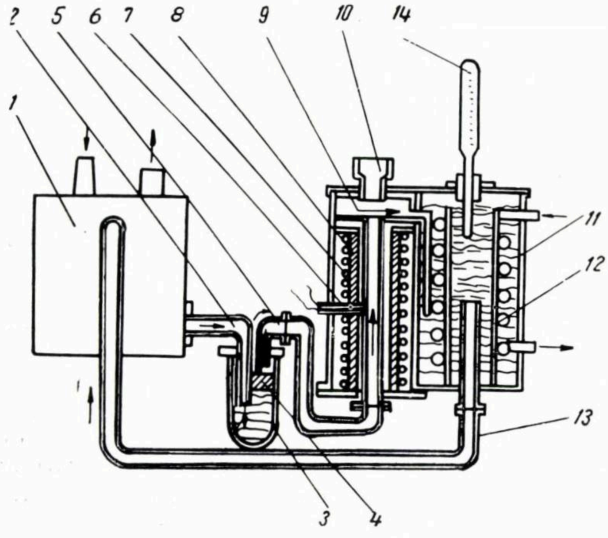


Fig. 3

3 — filtru cu pahar de sticlă pentru depozitarea apei și prafului ; *4* — filtru pentru reținerea prafului format din 4—5 straturi de plasă cu ochiurile cuprinse între 0,1 și 0,5 mm ; *5* — conductă de legătură între filtru și camera de încălzire a uleiului ; *6* — termocuplu cu întrerupător pentru reglarea temperaturii ; *7* — rezistență din sîrmă de cantal cu diametrul de 0,8 mm, care să asigure o temperatură între 120 și 130°C ; *8* — tub de material refractar pe care se înfășoară rezistența de cantal ; *9* — tavă pentru colectarea uleiului încălzit cu orificiu de scurgere în bazinul de răcire ; *10* — orificiu de aerisire și evacuare a vaporilor de apă din bazin ; *11* — bazin pentru depozitarea uleiului regenerat ; *12* — spire din țeavă de cupru pentru răcire ; *13* — conductă de alimentare a pompei cu ulei regenerat ; *14* — termometru pentru verificarea gradului de răcire a uleiului.

Construcția acestui dispozitiv este relativ simplă și se poate realiza ușor; prin adoptarea lui la pompele de vid indiferent de tip, se împiedică distrugerea prematură și se realizează o economie importantă de ulei.

Conducta *2* a dispozitivului se montează în locul șurubului de scurgere a uleiului din pompă, în așa fel încît filtrul *3* să fie mai jos decît partea inferioară a pompei pentru a da posibilitatea uleiului să se scurgă complet în filtru.

Din filtru, uleiul trece în camera de regenerare care se încălzește la o temperatură de circa 120—130°C, pentru a nu ajunge uleiul la punctul de fierbere, iar de aici uleiul urcă la tava *9* care are o suprafață de circa 200 cm^2, de unde vaporii de apă părăsesc uleiul și ies afară prin orificiul *10*, iar uleiul regenerat se scurge în bazinul *11*.

Bazinul *11* se confecționează din doi cilindri de diferite mărimi, montați concentric, sudați la partea de jos; între acești cilindri se introduce o spirală din țeavă de cupru pentru răcirea uleiului, uleiul din această cameră regenerat și răcit trece prin conducta *13* la pompa de vid.

Conducta *13* se montează în locul sticlei de nivel care se află la partea laterală a pompelor; termocuplul *14* indică temperatura uleiului regenerat, însă se poate scoate și introduce în orificiul de evacuare a vaporilor de apă, pentru a regla temperatura în camera de regenerare.

Acest dispozitiv poate înlocui aparatele speciale pentru regenerarea uleiului de la alte pompe de vid, prin simpla demontare, în locul pompei montîndu-se un bazin în care se introduce uleiul.

Prin montarea acestui dispozitiv la pompe ele pot funcționa timp îndelungat fără a fi nevoie să se oprească pentru răcirea uleiului, deoarece pompa primește continuu ulei rece și regenerat, deci mereu proaspăt, fără impurități.

Mărindu-se timpul de funcționare și nemaifiind nevoie de opriri, se poate mări temperatura în etuvă. Astfel, se pot obține materiale bine degazate și uscate în special cînd se usucă pelete de diferite minereuri sau alte materiale, asigurîndu-se o compactitate bună, precum și o rezistență ridicată la compresiune.

ACTUALITĂŢI ŞI DISCUŢII

CZ 621.975 :621.73

Relații de corelare și indici tehnico-economici în producția de piese forjate

Ing. M. PRIDVORNIC
Institutul de cercetări tehnologice pentru construcții de mașini

Pentru elaborarea planurilor de perspectivă a producției de piese forjate și a parcului de utilaje aferent acestei producții este necesară cunoașterea în principal a următoarelor relații de corelare:

— relații de corelare între producția de piese forjate (t/an) și cantitatea de oțel lichid a țării (t/an);

— relații de corelare între producția de piese forjate și producția de piese turnate;

— relații de corelare între parcul existent și producția de mașini de presare—forjare (M.P.F.) și de mașini-unelte așchietoare (M.U.A.);

— relații de structură (pe tipodimensiuni, grupe de vîrstă etc. ale parcului M.P.F.).

Relații de corelare între producția de piese forjate și cantitatea de oțel lichid a țării. Datele din literatură [1], [2], [3], [4], [5] privitoare la corelarea producției de oțel lichid cu producția de piese forjate sînt prezentate într-o formă sistematizată în figura 1. Este interesant de semnalat că în țările cu economie și industrie dezvoltată ponderea producției de piese forjate și matrițate față de producția de oțel lichid este mică, de regulă sub 7—8%. În cazul S.U.A., de exemplu, această cifră reprezintă circa 4%. Acest lucru se datorește, în primul rînd, unei producții de oțel foarte mari și, în al doilea rînd, existenței și aplicării unor tehnologii de fabricație cu o eficiență economică superioară (aplicarea turnării de precizie sau utilizarea profilelor laminate speciale și extrudate etc.). Atît în țara noastră, cît și în celelalte țări există tendința de scădere procentuală (nu și în valori absolute) a producției de piese forjate din producția totală de oțel lichid. Acest lucru se explică prin creșterea într-un ritm mai mare a producției de oțel lichid față de ritmul de creștere a producției de piese forjate. În țara noastră, de exemplu, ritmul mediu anual de creștere a producției de oțel a fost, în perioada 1959—1964, de 16,4% [6], în timp ce producția de piese forjate a crescut cu 13,3%.

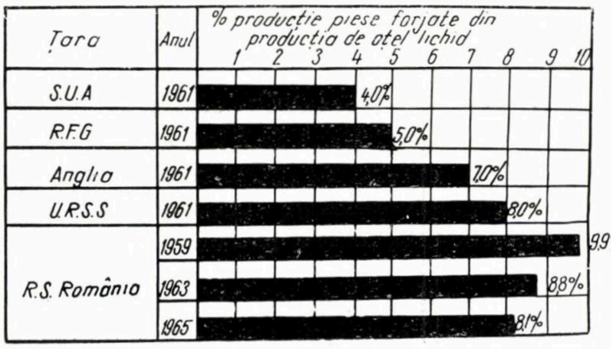


Fig. 1

Trebuie de asemenea subliniat că în viitor producția de piese forjate va avea de luptat cu concurența unor procedee de fabricație mai economice. În țările avansate (S.U.A., R.F.G.) aceste procedee cunosc o dezvoltare ascendentă. De exemplu, în S.U.A. în prezent circa 30% din firmele producătoare de automobile fabrică 28% din producția totală (t/an) de arbori motori, prin turnare. În afară de piesele turnate, profilele speciale și obișnuite obținute prin laminare sau extrudare pe prese hidraulice orizontale au căpătat o largă răspîndire. De fapt, și în țara noastră există tendința de creștere într-un ritm foarte rapid a producției de laminate, în paralel cu diversificarea de tipodimensiuni a acesteia. În perioada 1959—1964 ritmul mediu anual de creștere a producției de laminate a fost de 20,1% față de 13,3% — ritmul mediu anual de creștere a producției de piese forjate.

Relații de corelare între producția de piese forjate și producția de piese turnate. În tabela 1 sînt prezentate datele privitoare la corelarea producției de piese forjate cu producția de piese turnate în diverse țări. Situațiile pentru S.U.A., R.F.G. și Anglia se referă la mediile înregistrate în perioada 1959—1963 [7].

Tabela 1

Țara		Piese forjate / Piese turnate din oțel	Piese forjate / Total piese turnate (fontă și oțel)
R. S. România	1959	2,16	0,67
	începutul anului 1964	4,20	1,30
S.U.A.		2,67	0,33
U.R.S.S.			0,40
R.F.G.		5,00	0,43
Anglia		6,00	0,42

Din datele prezentate în tabelă rezultă că producția de piese forjate din țara noastră a avut un ritm de dezvoltare mai mare decît producția de piese turnate. În acest sens se observă că raportul dintre producția de piese forjate și producția de piese turnate din oțel s-a dublat, avînd o valoare medie față de valorile celorlalte țări. Se confirmă și cu această ocazie faptul că în S.U.A. producția de piese turnate a luat o mare amploare (în special producția de piese turnate din fonte speciale cu caracteristici mecanice superioare).

În țara noastră tendința pronunțată de creștere a raportului dintre cele două producții este parțial explicată prin trecerea unui număr sporit de piese prelucrate în trecut prin așchiere la prelucrarea prin deformare plastică. Economicitatea prelucrării prin deformare plastică a sporit prin dotarea secțiilor de forjă cu utilaje productive și datorită activității intense de standardizare și normalizare a producției. Un alt factor important care a ridicat eficacitatea economică a producției de piese forjate (în special de piese matrițate) a fost mărirea seriilor de fabricație.

În figura 2 este prezentată influența seriei de fabricație asupra prețului de cost în valori convenționale pentru mai multe variante de execuție a unei piese de forma unei pîrghii de 1,13 kg [8].

Relații de corelare între producția de piese matrițate și producția de piese forjate liber. Structura producției de piese forjate poate fi analizată pe cele două grupe tehnologice principale : matrițare (în care sînt incluse : matrițarea în matrițe închise, semideschise, deschise, extrudarea etc.) și forjare liberă. Corelarea producțiilor de piese fabricate după aceste tehnologii evoluează către creșterea producției de piese matrițate. Această tendință se datorește faptului că matrițarea asigură indici tehnico-economici superiori față de forjarea liberă sau față

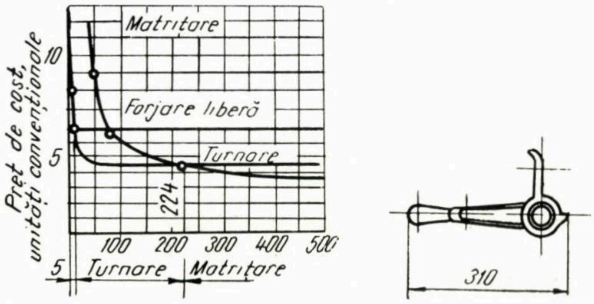


Fig. 2

de alte tehnologii de execuție (așchiere și turnare), mai ales în cazul unor serii mari de fabricație. De exemplu, prin matrițare indicele de utilizare a metalului (raportul dintre masa piesei finite și masa de metal consumat) se află între limitele 0,55 și 0,75, în timp ce la forjarea liberă același indice este cuprins în general între 0,33 și 0,50 iar la așchiere poate fi și mai mic [9]. În figura 3 este prezentată comparativ, sub formă de grafic, structura producției de piese forjate în diverse țări. Se observă tendința de creștere a ponderii producției de piese matrițate în structura producției de piese forjate. În U.R.S.S. se prevede o importantă modificare a acestei structuri în perioada de perspectivă [10]. Ritmul mediu anual de creștere a procentului de piese matrițate a fost în perioada 1960—1965 de 2,4% urmînd ca în perioada 1965—1980 să fie de numai 1,6%. Se pare că producția de piese matrițate tinde să se stabilizeze la o valoare în jur de 77%. Cu aproximația respectivă este de presupus că producția de piese matrițate nu va depăși această valoare întrucît există în permanență un anumit necesar de piese forjate liber destinat producției unicate de utilaj greu (energetic, naval, metalurgic etc.) care în nici un caz nu va putea fi executat prin matrițare. Aceasta, cu atît mai mult cu cît în tehnologia de forjare liberă la prese hidraulice s-au înregistrat în ultimii cinci ani mari progrese. Astfel, au apărut presele hidraulice deservite de manipulatoare cu comenzi integrate care pot lucra și în regim automat după comenzi-program [11]. Precizia mare de execuție (±0,1 mm) precum și productivitățile sporite cu care lucrează aceste utilaje au dus la răspîndirea lor într-o serie de forje moderne.

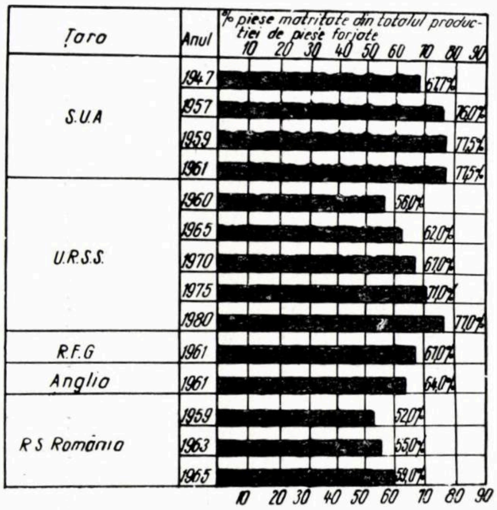


Fig. 3

Pentru viitor se poate afirma cu siguranță că producția de piese forjate liber pe ciocane va scădea foarte mult pe seama trecerii la forjarea liberă automatizată la presele hidraulice. De exemplu [10], în U.R.S.S. producția de piese forjate liber pe ciocane scade vertiginos, crescînd în mod corespunzător producția realizată prin forjare pe prese hidraulice. Astfel, dacă în 1960 pe ciocane se execută 63,7% din producția de piese forjate liber (sau 28% din producția de forjate liber și matrițate), în 1965 s-au executat numai 55% (respectiv 21%).

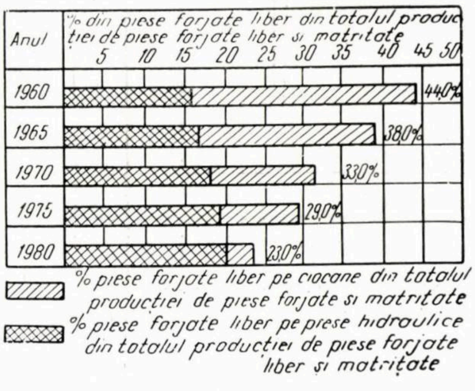


Fig. 4

În 1980 numai 13% din piesele forjate liber se vor executa pe ciocane; restul de 87% (deci marea majoritate a producției de forjate liber) se va executa pe prese hidraulice (fig. 4).

Și în ceea ce privește structura producției de piese matrițate s-au înregistrat în ultimul timp o serie de importante modificări. Apariția unor utilaje specializate cu funcționare automată și posibilități multiple de adaptare la cele mai diverse tehnologii au determinat restrîngerea producției pe utilajele universale de matrițare de tipul ciocanelor de matrițare. În noile forje pentru automobile, ciocanele sînt total sau parțial înlocuite de utilaje perfecționate de tipul preselor cu manivelă (maxiprese) sau al mașinilor de forjat orizontale. În noile forje ale uzinelor Simca (Franța) prematrițarea se face pe valțuri, iar matrițarea de finisare pe maxiprese [12]. Chiar în forjele construite cu circa zece ani în urmă (în 1954 la uzinele Ford din Canton, în 1955 la Chevrolet din Tonovand, în 1954 la uzina specializată a firmei Dodge etc.) majoritatea sau chiar totalitatea producției este executată pe mașini de forjat orizontale, pe maxiprese și pe valțuri. Evoluția structurii producției de piese matrițate în U.R.S.S. a fost analizată în lucrarea [10], din care se reproduce tabela 2.

Introducerea utilajelor de mare productivitate este în mare măsură limitată de seriile mici de fabricație care la rîndul lor sînt determinate de nomenclatura pieselor executate. De exemplu, în forjele americane nomenclatura atinge 60—100 repere, în timp ce în forjele

Tabela 2

Metoda de prelucrare		Raportul procentual				
		1960	1965	1970	1975	1980
Matrițat la cald	pe ciocane de matrițare	30	22	15	11	4
	pe M.F.O.	15	13	12	11	10
	pe prese cu manivelă	4	11	16	18	20
	pe diverse utilaje universale	6	5	5	4	3
	pe linii și utilaje automate	—	3	7	12	20
Valțuri și laminoare de prematrițare și matrițare		1	6	9	11	15
Matrițare la rece		—	2	3	4	5
Total piese matrițate *		56	62	67	71	77

* diferența pînă la 100 o reprezintă piesele forjate liber.

sovietice această cifră este de 800 și chiar de 1 000 [1]. În U.R.S.S. s-au făcut ample studii pentru centralizarea și specializarea producției atelierelor de forjă în corelare cu necesitățile industriei constructoare de mașini [1], [2], [3], [10]. Ca urmare a specializării și concentrării producției, numărul de repere se va reduce de la 13 la 4 repere pe unitatea de utilaj. În aceste condiții se crează posibilitatea introducerii într-un ritm avansat a utilajelor moderne.

Relații de corelare între parcul și producția de M.P.F. și M.U.A. în cazul seriilor mari de fabricație execuția pieselor prin deformare plastică devine mult mai economică decît execuția lor prin așchiere. S-a stabilit statistic că, trecînd de la prelucrarea prin așchiere a 100 000 t metal la prelucrarea prin deformare plastică, se pot economisi 25 000 t metal, eliberîndu-se 1 500 strunguri și 2 200 muncitori. În aceste condiții apare firească tendința de creștere procentuală a parcului de M.P.F. într-un ritm mai rapid decît parcul M.U.A. Statisticile efectuate la nivelul economiei naționale în diverse țări sînt prezentate sistematizat în figura 5. Modul în care sînt corelate în exprimare procentuală cele două parcuri de utilaj (M.P.F. și M.U.A.) depinde de structura și de caracterul producției. Astfel, în țările în care există condiții pentru fabricarea în serii mari, cota-parte a M.P.F. este de regulă mai mare de 20%. Se observă că aceste țări au o producție importantă de automobile care sînt mari consumatori de piese matrițate. Datele care au stat la baza întocmirii graficului din figura 5 au fost statisticile întocmite și publicate cu ocazia recensămîntului parcului de utilaj din diverse țări [7], [13], [14], [15], [16].

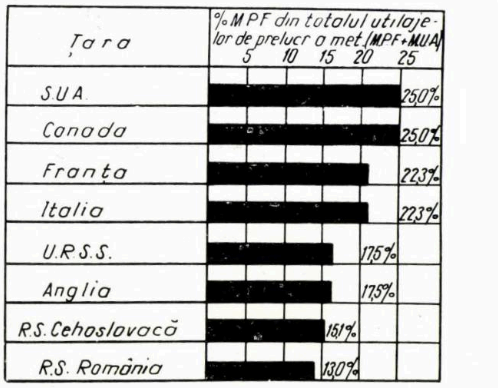


Fig. 5

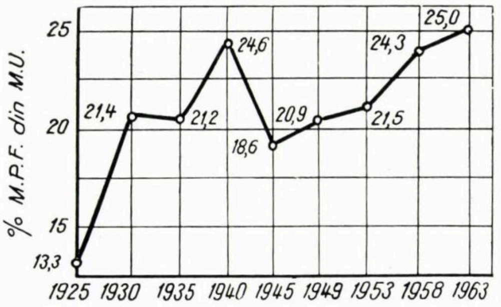


Fig. 6

În figura 6 se prezintă evoluția procentuală a parcului de M.P.F. din totalul mașinilor-unelte pentru perioada 1925—1963 în industria prelucrătoare a S.U.A. Exceptînd perioada războiului (1940—1954) cînd industria S.U.A. a suferit unele modificări structurale, în restul timpului parcul M.P.F. în exprimare procentuală a înregistrat în permanență creșteri mai mari la început (perioada 1925—1930) și mai lente în perioada 1954—1963. În perioada 1958—1963, ritmul mediu anual de creștere a parcului M.P.F. a fost de 7%, în timp ce parcul de utilaj M.U.A. a înregistrat o creștere de 5,2%. În același timp producția de piese forjate a crescut într-un ritm anual de 18% în aceeași perioadă. Deci producția a crescut într-un ritm de peste două ori mai accelerat decît parcul de utilaj. Acest lucru a fost posibil datorită unei creșteri corespunzătoare a productivității muncii pe unitate de utilaj [2], [14].

Și în țara noastră creșterile celor două parcuri de utilaj s-a făcut în perioada 1960—1965 după ritmuri diferențiate. Astfel, în timp ce parcul M.P.F. a crescut cu o medie anuală de 7,32%, parcul M.U.A. a crescut cu o medie anuală în jur de 6%. Îmbucurător este faptul că ritmurile maxime de creștere a parcului M.P.F. au fost înregistrate de utilaje de înaltă tehnicitate (maxiprese, M.F.O., utilaje specializate, linii complexe de matrițare la cald pentru inele de rulmenți, piulițe etc.). Astfel, categoria de utilaje specializate (liniile complexe de matrițat amintite mai sus, mașinile de forjare radială, laminoarele etc.), care au intrat în dotarea secţiilor de forjă, au crescut într-un ritm mediu anual de 28,8%.

Relaţii de structură a parcului de M.P.F. Marea majoritate a parcului de maşini de presare — forjare, aflat în secţiile de forjă ale uzinelor constructoare de maşini, a intrat în dotare în anii regimului democrat-popular. Astfel, parcul M.P.F. aflat în dotare cu începere din 1945 reprezintă 61,5% din totalul parcului existent în prezent în secţiile de forjare. Din parcul total existent în 1965, 20% a fost fabricat în ţară, iar restul s-a importat (U.R.S.S., R.D.G., R.F.G., Austria, R.S.C. etc).

În figura 7 este prezentată situaţia comparativă a vechimii parcului după criteriul utilajelor mai vechi de zece ani. Conform acestui criteriu, parcul de M.P.F. al ţării noastre este cel mai tînăr, în comparaţie cu parcul de M.P.F. al ţărilor analizate. Acest lucru a fost posibil datorită unor eforturi susţinute, în special în perioada 1960—1965, cînd au intrat în dotare 23,4% din totalul parcului existent la sfîrşitul anului 1965.

În această perioadă au fost dotate cu utilaje moderne în special forjele uzinelor de automobile, rulmenţi, unelte şi scule, care au o medie de vîrstă de maximum cinci ani.

Eforturile de dotare cu utilaje moderne trebuie continuate în ritm susţinut şi în toate etapele perioadei de perspectivă, întrucît din analiza structurii parcului M.P.F. rezultă totuşi o rămînere în urmă faţă de ţările avansate în ceea ce priveşte situaţia utilajelor speciale, maxiprese, valţuri de forjare, M.F.O. (maşini de forjare orizontală) etc. În figura 8 este prezentată situaţia procentuală comparată a parcului de maxiprese (prese cu excentric de matriţare la cald). Între numărul de maxiprese şi numărul de valţuri de forjare în literatură se constată că există raportul 2—5.

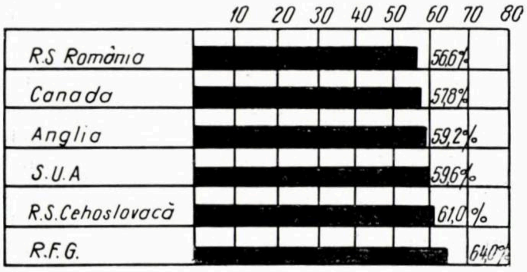


Fig. 7

Acelaşi lucru reiese şi din statisticile R.F.G. [17] unde la nivelul tuturor forjelor 5,90% sînt maxiprese şi 2,50%, valţuri de forjare (prematriţare şi matriţare), iar în forjele mari (peste 1 000 t/an) maxipresele reprezintă 13,30% şi valţurile 6,70%.

În acelaşi timp, utilajele universale (de exemplu ciocanele) sau presele cu fricţiune au în ţara noastră o mare răspîndire, în timp ce în străinătate există tendinţa de reducere procentuală a parcului de utilaje universale. Aşa cum s-a mai arătat, în perioada 1960—1965 în ţara noastră au intrat în dotare utilaje moderne, specializate într-un ritm foarte rapid, tendinţă care va trebui menţinută şi în perioada de perspectivă. Dotarea cu utilaje moderne în ritm susţinut se face cu eforturi de investiţii deosebite. De aceea, achiziţionarea utilajelor moderne trebuie să se facă pe baza unor studii tehnico-economice bine documentate. Particularitatea utilajelor moderne este productivitatea mult mai mare a acestora în comparaţie cu utilajele universale şi nomenclatura redusă a reperelor executate. În aceste condiţii rezultă rentabilă introducerea utilajelor productive în cazul seriilor mari de fabricaţie. Numai astfel de serii pot asigura un indice de utilizare în timp a utilajului suficient de ridicat şi deci o rentabilitate corespunzătoare în exploatare. În cazul seriilor mici sau mici şi repetate, schimbările dese de matriţe, timpii mari de reglaj necesari în cazul utilajelor specializate micşorează indicele de utilizare în timp a acestora. Bealkovskaia apreciază că pentru un utilaj de mare productivitate indicele de utilizare $\left(\frac{\text{timp de lucru efectiv}}{\text{fondul de timp}} \times 100\right)$ trebuie să fie de minimum 30—40%. În forjele moderne utilajele au indicele de utilizare 80 — 85% (cazul forjei Opel, nou construită şi descrisă în literatură) [18].

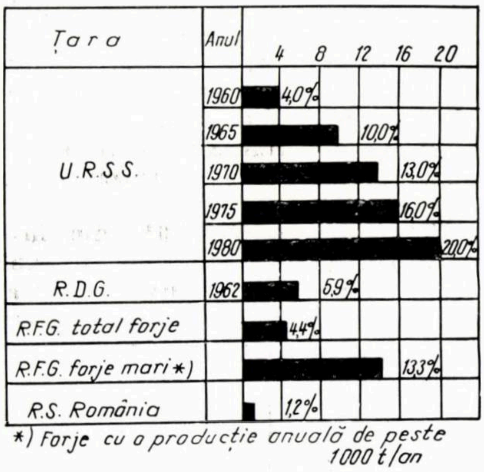


Fig. 8

Pentru perioada următoare se va asista cu siguranţă la o creştere procentuală şi în valori absolute a parcului M.P.F. în toate ţările industriale. Această afirmaţie este justificată de structura fabricaţiei de maşini-unelte de prelucrarea metalelor (M.P.F. şi M.U.A.).

În ţările cu industrie avansată producţia de M.P.F. este de 30—50% din totalul producţiei de maşini de prelucrarea metalelor. Se reaminteşte că în structura parcului total de maşini de prelucrarea metalelor, M.P.F. reprezintă 20–25%. La aceasta se mai adaugă că, în general, ritmurile de casare la M.P.F. comparativ cu M.U.A. sînt mai mici ca urmare a uzurii fizice mai mici la această categorie de utilaj. Rezultă deci că aceşti factori (o structură de fabricaţie favorabilă şi ritmuri de casare mici) vor contribui la creşterea substanţială a parcului M.P.F. în viitorii ani.

Aşa cum s-a arătat, o importantă particularitate a maşinilor de presare — forjare este uzura lor fizică mai mică decît cea morală. Rezultă de aici importanţa mare de care trebuie să se bucure acţiunea de modernizare a parcului M.P.F.

În S.U.A., de exemplu, 60% din investiţii se fac pentru modernizarea şi mecanizarea utilajelor şi numai 40% se investesc în achiziţionarea de noi utilaje. Acţiunea de modernizare interesează îmbunătăţirea parametrilor tehnologici, funcţionali şi mai puţin a celor constructivi. Există chiar o serie de firme specializate în lucrări de modernizare a unor utilaje de largă răspîndire : ciocane de matriţare, prese hidraulice de forjare liberă etc.

Indici tehnico-economici. O corelare justă a parcului de utilaj cu necesităţile producţiei îşi găseşte reflectarea în nivelul ridicat al indicilor tehnico-economici ai producţiei. Principalii indici care caracterizează activitatea secţiilor de forjă sînt : productivitatea pe suprafaţă tehnologică (t/m^2 an) ; productivitatea pe suprafaţă totală (t/m^2 an) ; productivitatea pe muncitori productivi, total muncitori şi total salariaţi (t/om an) ; productivitatea utilajelor (t/unitatea de utilaj şi an sau buc./unitatea de utilaj şi an) ; indice de utilizare a metalului

$$\frac{\text{kg/piese finite (după operaţia de matriţare şi aşchiere)}}{\text{kg metal (lingou sau laminate) intrate în forjă}}$$

sau $\frac{\text{kg piese matriţate sau forjate liber}}{\text{kg metal (lingou sau laminate) intrate în forjă}}$; manoperă (h om/t) ; diverse consumuri (energie electrică, apă, combustibili etc.) raportate la tona de piese bune.

Indicii tehnico-economici se pot clasifica în două grupe, şi anume : indici care caracterizează activitatea secţiei în ansamblu (productivităţile suprafeţelor, ale muncitorilor, consumuri etc.) şi indici care caracterizează utilajele (productivităţile orare ale utilajelor t/h sau buc./h).

Problema stabilirii unor norme sau limite de indici în scopul aprecierii rentabilităţii şi a eficienţei economice a activităţii secţiilor de forjă este deosebit de dificilă. Acest lucru se datoreşte limitelor foarte largi în care variază valoarea indicilor tehnico-economici. Astfel, productivitatea suprafeţelor productive variază între 0,5 şi 10 t/m^2 an, manopera variază între 7 şi 440 h om/t, productivitatea utilajelor între 57 şi 3 400 t/utilaj şi an iar productivitatea muncitorilor productivi între 15,9 şi 79,0 t/om şi an [1].

Factorii principali care influenţează asupra valorii indicilor tehnico-economici sînt : producţia anuală a secţiei (t/an) ; masa minimă, maximă şi medie a pieselor şi complexitatea lor ; nomenclatura fabricaţiei şi gradul de specializare ale secţiei ; seria de fabricaţie ; structura dotării cu utilaje ; calificarea muncitorilor şi fluctuaţia forţei de muncă ; tehnologia aleasă.

În literatură există numeroase încercări de sistematizare a indicilor tehnico-economici în funcţie de diverşii factori care îi influenţează [1], [3], [19].

Bealkovskaia [1] observă că în cazul forjelor sovietice indicii tehnico-economici sînt cu atît mai buni, cu cît este mai mare producţia anuală a atelierului de forjă, şi reprezintă tabelar corelarea dintre aceşti factori pentru diverse forje (de matriţare, de forjare liberă etc.). Concluzia este că, o dată cu concentrarea producţiei în secţii mari, creşte şi valoarea indicilor tehnico-economici. În mod paradoxal, Saiovici [2] analizînd aceeaşi situaţie pentru forjele americane constată că productivităţile maxime sînt obţinute în forjele mici.

Un material bine sistematizat este prezentat de Hîrjanovski [19] care analizează indicii tehnico-economici după unul din cele mai complete sisteme de clasificare a forjelor din literatură. Acest sistem clasifică forjele după producţia anuală, felul producţiei, masa medie şi maximă a pieselor, seria de fabricaţie, parcul de utilaj al secţiei etc. Lucrarea este însă destul de veche şi o serie de indici tehnico-economici indicaţi sînt depăşiţi. Noile forje construite după 1954 în S.U.A. (Ford, Dodge, Chevrolet) în R.F.G. (Opel), în Franţa (Simca), în U.R.S.S. etc. lucrează cu indici superiori celor indicaţi în [19].

Indicii tehnico-economici ai forjelor noastre se încadrează în general între limitele indicate în literatură. Trebuie semnalat însă că în prezent nu există o nomenclatură şi un sistem de calcul unic în estimarea indicilor tehnico-economici. Necesitatea unui act normativ care să reglementeze terminologia şi modul de calcul al indicilor tehnico-economici în ţara noastră a mai fost semnalată [20], [21]. De altfel, pentru alte sectoare de activitate astfel de acte normative există şi sînt de mare utilitate (Stas 6708-63 — Indicatori tehnico-economici în turnătorie).

Problema indicilor tehnico-economici trebuie analizată de la caz la caz, pornind de la specificul de producţie şi pe baza comparaţiilor cu forje similare din străinătate.

BIBLIOGRAFIE

[1] Bealkovskaia V. S. *Osnovnîe napravlenia kuznecinogo proizvodstvo.* Moscova, Mașghiz, 1961.

[2] Șaiovici L. L. *Specializația i kooperiravnie kuznecino ștampovocinogo proizvodstvo.* Moscova, Mașghiz, 1962.

[3] Bundin A. T. *Specializirovanoe proizvodstvo pokovok.* Moscova, Mașghiz, 1962.

[4] * * * *World steel production 1965.* Light Metals and Metal Industry, March, 1966, p. 13.

[5] * * * Anuarele statistice ale R.P.R., 1966 și 1965.

[6] Rebușapcă D. și Soare R. *Creșterea producției și a productivității muncii în industria siderurgică, în perioada 1959—1964.* Metalurgia, nr. 3, 1966, p. 164—168.

[7] I.C.T.C.M. *Stadiul actual și linii directoare de dezvoltare a producției de piese forjate.* (Studiu elaborat de I.C.T.C.M. — București, 1966).

[8] Bialecki H. și Tittel G. *Stand und Entwicklung der Schmiedeindustrie in der D.D.R. Fertigungestechnik und Betrieb.* Iunie, 1960 (10), nr. 6, p. 313—316.

[9] Kliucinicov S. I. *Tocinosti pokovok i tehnico-economiceskie pokazateli kuznecinogo-proizvodstvo.* Kuznecino-ștampovocinoe proizvodstvo, nr. 9, 1961, p. 37—39.

[10] * * * *Stadiul actual și perspectivele producției de piese forjate în U.R.S.S.* Kuznecino-ștampovocinoe proizvodstvo nr. 1, 1962, p. 1—6.

[11] Winkler H. *Schnellschmiedepressen in Zweisaulenbauart.* Werkstattstechnik und Betrieb, nr. 9, 1963, p. 565—568.

[12] * * * *Les nouvelles forges de Simca industries a Sully sur Loire.* La Technique Moderne, 55, nr. 1, 1963, p. 16—18.

[13] Stasny L. *Porovnani parku obrabocich a tvárécich stroju V.Č.S.S.R. a v zagranići, zejmena ve velkè Britanii.* Praga, 1962.

[14] * * * *The Ninth American Machinist Inventory of Metalwarking Equipment.* American Machinist, 10, 1963, p. 1—72.

[15] * * * *General Summary of COM'S Census by industries.* Canadian Machinery and Metalworking, iulie, 1963, p. 91—126.

[16] Ournac H. *Le parc de machines-outils dans les industries mecaniques et électriques.* La Machine-outile Française, nr. 28, oct., nov., dec., 1963.

[17] Meier R. *Die Verteilung der Maschinenarten in den Bundersrepublik.* Werkstattstechnik, 51, nr. 4, 1961, p. 212—214.

[18] Mikton I. R. *Linked forging line produces crankshofts in West Germany motor car plant.* Metalworking Product, nr. 4, 1962, p. 85—89.

[19] Hîrjanovski S. N. *Proiectarea forjelor.* Moscova, Mașghiz, 1949.

[20] Pridvornic M. *Probleme privind standardizarea în producția de piese forjate.* Standardizarea, vol. 18, nr. 2, 1966, p. 78—80.

[21] Moldovan V. *Importanța unei terminologii unitare pentru buna desfășurare a proceselor de fabricație în secțiile de forjă.* Standardizarea, vol. 17, nr. 11, 1965, p. 581—583.

PROTECȚIA MUNCII

CZ 621.791 : 621.595

Prevenirea pericolului de explozie la sudarea sau tăierea recipienților pentru combustibili

M. FOTA
Intreprinderea pentru colectarea metalelor

La lucrările de tăiere sau reparare prin sudură electrică sau cu gaz a recipienților metalici folosiți pentru depozitarea combustibililor lichizi sau a altor substanțe care ard, pot avea loc explozii puternice din cauza resturilor sau depunerilor rămase în interior.

Cinci sute de grame de benzină rămase într-un butoi de o capacitate de 200 l formează între 25 și 35 litri vapori de benzină care, amestecîndu-se cu aerul, devin explozivi. La explozie, care este instantanee, vaporii de la 0,1 kg benzină dezvoltă o putere de peste 5 500 CP.

De aici rezultă că înainte de a trece la repararea în scopul recondiționării sau la tăierea acestor vase metalice pentru prelucrarea lor ca metale vechi, este necesar să se îndepărteze resturile de produse combustibile din ele.

În acest scop se pot utiliza mai multe metode pentru securitatea muncii.

Una din ele este spălarea cu o soluție apoasă de sodă caustică sau cu fosfat trisodic. Concentrația soluțiilor folosite pentru spălare trebuie să fie 80—120 g leșie la un litru de apă. Soluția se încălzește pînă la 60—80°C.

La spălarea vaselor care conțin uleiuri minerale se introduc suplimentar în soluție 2—3 g/l de sticlă solubilă sau săpun, pentru formarea unei emulsii.

În vasele unde au fost acizi, murdăriile și depunerile se scot de pe pereții vasului cu răzători speciale din lemn, alamă sau aluminiu.

Muncitorii care execută spălarea unui rezervor în interior trebuie să fie echipați cu măști, îmbrăcăminte de protecție din pînză de cort sau cauciucată și cizme impermeabile, fără cuie sau potcoave. Ochii și mîinile trebuie să fie protejate cu ochelari și mănuși de protecție împotriva acțiunii dăunătoare a sodei caustice.

Curățarea cu abur este o altă metodă eficientă. Butoaiele de benzină cu o capacitate de 200 l se purjează cu abur timp de 2—3 h.

La rezervoare mai mari se poate face suflarea cu abur proaspăt, după cum urmează: la rezervoare cu capacitatea pînă la 1 000 m^3 — timp de 15 h; la rezervoare cu capacitatea de 1 000 — 3 000 m^3, cel puțin 20 h; la rezervoarele cu o capacitate de 3 000—5 000 m^3, cel puțin 24 h.

Cînd nu se dispune de o sursă de abur, aburirea unui recipient cu o capacitate pînă la 200 l poate fi înlocuită printr-o fierbere timp de 3 h. Butoiul se umple cu apă în proporție de 80—90% din capacitate.

În practică însă, metoda cea mai avantajoasă de evacuare din butoaie a aerului și a vaporilor de combustibil este suflarea cu gaze arse de la motoarele cu benzină în patru timpi; la acest procedeu toate felurile de sudură sînt nepericuloase.

La țeava de eșapament se leagă un tub pentru prelevarea gazelor. În drumul gazelor arse se instalează un stingător de scîntei care este format de obicei dintr-un rezervor metalic avînd capacitatea pînă la 8 l, umplut 2/3 din înălțime cu apă (fig. 1). Pe țeava *1* gazele arse de la țeava de eșapament a motorului ajung în stingătorul de scîntei, iar pe țeava *2* sînt debitate la butoiul în cauză.

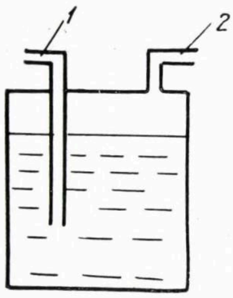


Fig. 1

Țeava *2* se termină cu un cap executat dintr-o țeavă cu diametrul de 1 1/2″ și avînd capătul liber retezat sub un unghi de 45°. Lungimea capului introdus în butoiul care se sudează trebuie să fie de 0,75—1 m.

Tuburile care leagă vasul care se sudează cu motorul cu ardere internă trebuie fixate bine deoarece, în cazul în care se întrerupe debitarea gazului, devine posibilă o explozie. Sudura poate fi începută numai după expulzarea completă a aerului din vas, pentru care la butoaiele cu o capacitate de 200 l este nevoie de 2 min, iar pentru capacități între 200 și 350 l, de cel puțin 4 min. Gazele trebuie să pătrundă în recipient în tot timpul sudării și în timpul întreruperilor de scurtă durată.

Pericolul de explozie apare totuși în cazul cînd motorul se îneacă. De aceea, este bine să se cupleze alimentarea cu curent a electrodului, cu ajutorul unui contactor pneumatic legat la tubul prin care se trimit gazele arse din motor în recipientul care se repară.

Gazele arse ajung prin sita *1* (fig. 2) a contactorului pneumatic în cameră și apasă pe manșeta *2* a tijei *3*, înving presiunea arcului *4* și presează contactul mobil *6* pe lamele de contact *5*, legate în serie în circuitul cablurilor de sudură. La debitarea normală a gazelor arse în butoiul care se repară, circuitul cablurilor de sudură este închis.

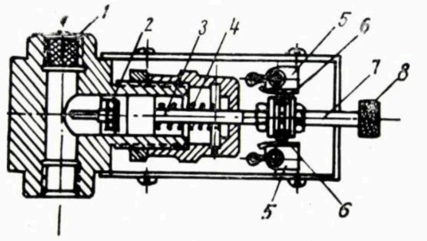


Fig. 2

Cînd debitul de gaze se întrerupe, tija *3* se deplasează spre stînga sub acțiunea arcului *4* și se întrerupe alimentarea cu curent a electrodului.

Este bine să se prevadă contactorul cu o manetă *8* legată de el cu ajutorul unei bare de textolit *7*.

Experiența a arătat că, la repararea recipienților pentru combustibili și pentru substanțe care ard, sudarea butoaielor cu utilizarea gazelor arse este absolut nepericuloasă.

Metoda suflării cu aer a butoaielor, în vederea îndepărtării vaporilor explozivi, nu dă totdeauna rezultate pozitive, deoarece vaporii de combustibil lichid sînt mai grei decît aerul.

În timpul operațiilor arătate mai sus, controlul interioarelor recipienților nu se va face prin laminare cu flacără deschisă. Iluminarea se va face cu un proiector capsulat antigrizutos sau cu o lanternă care să îndeplinească aceleași condiții.

BIBLIOGRAFIE

[1] Dimer L. *Tehnica securității muncii în atelierele de sudură*. București, Editura tehnică, 1963.

[2] * * * *Întreținerea și repararea utilajelor*. Caiet selectiv, nr. 4, București, I.D.T., 1964.

[3] Kelbert D. *Repararea butoaielor pentru combustibil lichid*. Tehnika v selskom hozeaistve, nr. 12, 1963.

[4] * * * *Normă tehnologică de lucru pentru prelucrarea recipienților metalici închiși*. București, I.C.M., 1966.

[5] Konschak M. *Untersuchungen uber die electrostatische*. Aufladung von Gasen, nr. 8, 1961.

CZ 669.041

Considerații privind interacțiunea dintre produsele de ardere din cuptor și metalul încălzit

Ing. SANDA OPREA
Institutul politehnic „Gheorghe Gheorghiu-Dej" — București

Încălzirea materialelor metalice se realizează deseori în atmosfere gazoase, obținute prin arderea parțială sau totală a unor combustibili, constituite din următorii componenți : CO, H_2, CO_2, H_2O_{vap}, CH_4, N_2 etc. La temperaturile de încălzire au loc o serie de reacții chimice între suprafața metalului și produsele de ardere din mediul înconjurător. Acțiunea chimică exercitată de aceste gaze dă naștere la o serie de procese pe suprafața materialelor feroase :

— oxidarea metalului și formarea arsurii (a țunderului) :

$$Fe + 1/2O_2 \rightarrow FeO \qquad Fe + H_2O \rightarrow FeO + H_2$$

$$Fe + CO_2 \rightarrow FeO + CO \qquad 3FeO + 1/2O_2 \rightarrow Fe_3O_4$$

— decarburarea :

$$Fe_3C + H_2O \rightarrow 3Fe + CO + H_2 \qquad Fe\gamma(C) + 1/2O_2 \rightarrow Fe + CO$$

$$Fe_3C + CO_2 \rightarrow 3Fe + 2CO \qquad Fe\gamma(C) + 2H_2 \rightarrow Fe + CH_4$$

— îmbogățirea compoziției suprafeței cu diferite elemente de aliere : C, N, H etc. ;

— sulfizarea straturilor de suprafață cu sulful din produsele de ardere : SO_2, H_2S etc.

La încălzirea oțelurilor sărace în carbon predomină procesele de oxidare a fierului, iar la oțelurile bogate în carbon, oxidarea și decarburarea. Intensitatea acestor procese depinde de temperatură, compoziția oțelului și a mediului gazos înconjurător, presiunea gazelor etc.

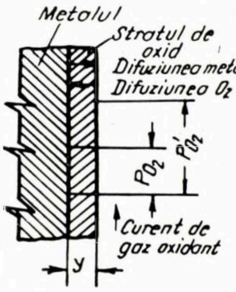


Fig. 1

Oxigenul reacționează cu fierul, producînd arsura, și cu carbonul din oțel, micșorînd conținutul de carbon din suprafața acestuia. În general, oxidarea elementelor se realizează cu viteză mică la temperatură ordinară și se accelerează în prezența catalizatorilor, vaporilor de apă și în special cu creșterea temperaturii. Schema procesului de oxidare se arată în figura 1.

Influența temperaturii T asupra grosimii stratului de oxid format y în timpul t al oxidării metalului se exprimă prin ecuațiile :

— pentru regim cinetic : $y = K_1 \cdot P^0_{O_2} \cdot t \cdot e^{-\frac{Q}{RT}}$

— pentru regim de difuziune : $y^2 = 2K_2 \cdot P^0_{O_2} \cdot t \cdot e^{-\frac{Q}{RT}}$

În condiții industriale, ridicarea temperaturii cu 100°C mărește aproximativ de zece ori tendința de oxidare. Sub 500°C, oțelurile obișnuite practic nu se oxidează sau mai precis stratul de oxizi care se formează este foarte subțire. În principiu, structura oxidului format corespunde unei secțiuni izoterme prin diagrama Fe-O (fig. 2), la temperatura de oxidare. Sub 570°C, structura stratului este alcătuită din Fe_2O_3 la suprafață și Fe_3O_4 în adîncime. Peste 570°C, în structura oxidului se găsesc trei faze : Fe_2O_3, Fe_3O_4 și FeO, cu următorul raport pe grosime : 1 : 10 : 100 ; creșterea vitezei de oxidare în astfel de condiții se explică prin ridicarea temperaturii și prin apariția FeO în stratul oxidat. FeO are o rețea cristalină simplă cu lipsuri de oxigen, ceea ce face ca viteza de difuziune să fie mai mare decît prin rețelele Fe_2O_3 și Fe_3O_4. La răcirea înceată (fig. 2) FeO se descompune la 570°C, conform reacției : $4FeO \rightarrow Fe + Fe_3O_4$. Această transformare — descompunerea izotermă a oxidului de fier (fig. 3) — are multe laturi comune cu descompunerea austenitei subrăcite.

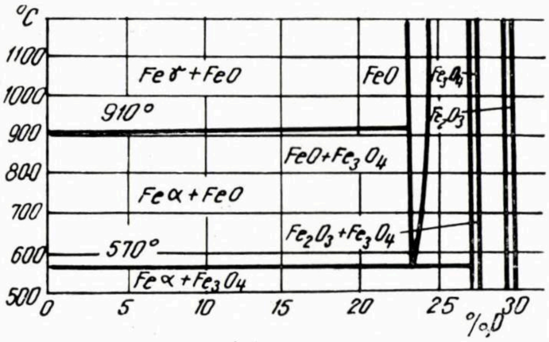


Fig. 2

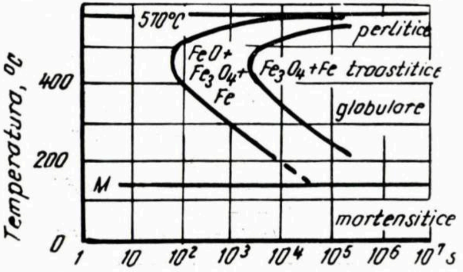


Fig. 3

Sistemul CO și CO_2. În sistemul metal-amestec gazos CO și CO_2 apar reacții chimice de forma :

$$C + CO_2 \rightleftarrows 2CO - 41\,250 \text{ cal} \qquad (1)$$

$$\Delta G^0_T = 40\,800 - 41{,}70\ T$$

$$Fe + CO_2 \rightleftarrows FeO + CO - 4\,450 \text{ cal (peste 570°C)} \qquad (2)$$

$$\Delta G_T^0 = 1\,482 - 7{,}182\ T \ln T + 5{,}4 \cdot 10^{-3}\ T^2 -$$

$$- 0{,}31 \cdot 10^{-6}\, T^3 - 42\ T$$

$$3FeO + CO_2 \rightleftarrows Fe_3O_4 + CO + 9\,650 \text{ cal (peste } 570°C) \quad (3)$$

$$\Delta G_T^0 = -\ 10\,811 - 6{,}26\ T \ln T - 3{,}36 \cdot 10^{-3}\ T^2 -$$

$$0{,}31 \cdot 10^{-6}\ T^3 + 4{,}897 \cdot 10^5\ T^{-1} - 58{,}54\ T$$

$$CO_2 + 2Fe_3O_4 \rightleftarrows 3Fe_2O_3 + CO - 12\,550 \text{ cal} \quad (4)$$

$$\Delta G_T^0 = -\ 19\,724 - 19{,}97\ T \ln T + 2{,}184 \cdot 10^{-3}\ T^2 +$$

$$+ 0{,}3098 \cdot 10^{-6}\ T^3 + 3{,}441 \cdot 10^{-5}\ T^{-1} + 56{,}21\ T$$

$$4CO_2 + 3Fe \rightleftarrows Fe_3O_4 + 4CO - 3\,700 \text{ cal (sub } 570°C) \quad (5)$$

$$\Delta G_T^0 = -\ 6\,352 - 27{,}77\ T \ln T + 12{,}843 \cdot 10^{-3}\ T^2 -$$

$$- 1{,}24 \cdot 10^{-6}\, T^3 + 4{,}897 \cdot 10^5\ T^{-1} + 183{,}5\ T$$

La temperaturile de austenitizare CO_2 va reacţiona cu carbonul din suprafaţa oţelului, producînd CO conform reacţiei (1). Efectul de decarburare sau de carburare a unui amestec dat de gaze este condiţionat de raportul $CO_2 : CO$ şi de conţinutul de carbon din oţel (fig. 4).

La o anumită valoare a raportului $CO_2 : CO$ din amestecul de gaze, austenita cu concentraţie maximă (sub 723°C, ferită + cementită), nu reacţionează cu mediul gazos (curba *AB*, fig. 4). Deasupra curbei *AB*, gazul are un efect decarburant [$Fe\gamma(C) + CO_2 \rightarrow Fe + 2CO$], iar sub curbă o acţiune carburantă : $Fe + 2CO \rightarrow Fe\gamma(C) + CO_2$. Curba *CD* arată limita dintre reacţiile de oxidare şi cele de reducere. Pentru a se evita carburarea cînd oţelul conţine puţin carbon (fig. 4) mediul gazos trebuie să conţină mai puţin CO. Dacă oţelul conţine mult carbon şi temperatura este mai înaltă, el se va decarbura mai uşor ; pentru a se evita acest inconvenient atmosfera neutră trebuie să conţină mai mult CO. Reacţia (1) va continua pînă nu mai există CO_2 disponibil sau pînă cînd suprafaţa oţelului este complet lipsită de carbon ; dacă există permanent CO_2, fierul, FeO şi Fe_3O_4 se vor oxida conform reacţiilor (2), (3), (4) şi (5), formînd arsură (fig. 5).

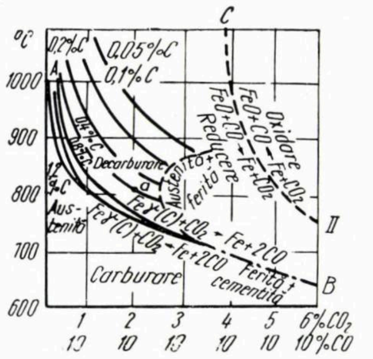


Fig. 4

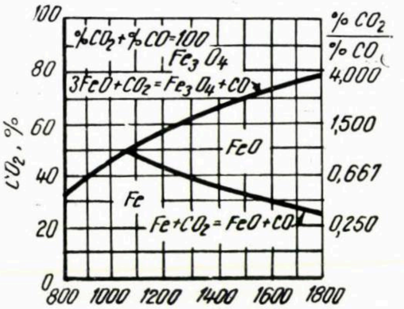


Fig. 5

FeO este oxidul stabil format peste 1 030°F, în timp ce Fe_3O_4 se formează sub 1030° F (fig. 5). Prin urmare, în timpul încălzirii metalului, amestecul CO şi CO_2 va putea avea următoarele roluri : mediu oxidant pentru Fe şi FeO şi neutru pentru Fe_3O_4, cînd condiţiile (temperatura şi concentraţiile CO şi CO_2) corespund domeniului Fe_3O_4 (fig. 5) ; mediu oxidant pentru fier şi reducător pentru Fe_3O_4 cînd condiţiile corespund domeniului FeO (fig. 5) ; mediu reducător cînd condiţiile corespund domeniului Fe (fig. 5).

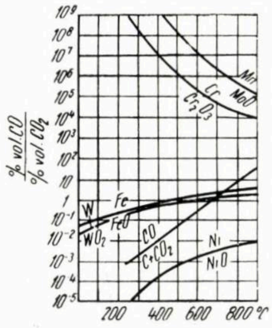


Fig. 6

Unele elemente, ca : nichel, wolfram, staniu, sînt puţin oxidate în mediu de CO_2 şi CO, pe cînd alte metale, ca : molibden, zinc, crom şi mangan, se oxidează mai puternic (fig. 6). Intensitatea de oxidare a molibdenului, zincului, cromului şi manganului scade cu creşterea temperaturii, în timp ce în cazul fierului ea se măreşte (fig. 6).

Hidrogenul şi vaporii de apă. Hidrogenul are un efect reducător şi de decarburare. Efectul de decarburare depinde de temperatură, de conţinutul de umiditate, de conţinutul de carbon al oţelului, de durata de încălzire. Peste 1 300°F efectul de decarburare al hidrogenului se manifestă foarte puternic, accentuîndu-se în prezenţa vaporilor de apă care se disociază eliberînd oxigen şi hidrogen cu acţiuni nocive :

$$(C) + 4H \rightleftarrows CH_4 \quad (6)$$

$$(C) + O \rightleftarrows CO \quad (7)$$

Atmosfera de hidrogen cu un punct de rouă scăzut are, de asemenea, un efect de decarburare, mai ales în cazul oţelurilor bogate în carbon :

$$(C) + 2H_2 \rightleftarrows CH_4 \quad (8)$$

În general, potenţialul de decarburare cu hidrogen creşte proporţional cu conţinutul de carbon al oţelurilor. Viteza de decarburare în hidrogen pur şi uscat creşte rapid cînd temperatura depăşeşte 700°C şi atinge un maxim la circa 950°C. După această valoare maximă viteza de decarburare scade pînă la circa 1 100°C, iar apoi creşte din nou. Scăderea vitezei de decarburare între 950 şi 1 100°C se poate explica prin concentraţia scăzută a metanului necesar echilibrului în acest domeniu de temperatură.

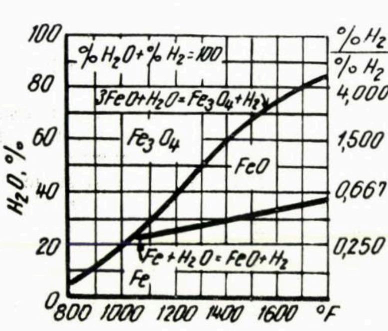


Fig. 7

Vaporii de apă oxidează fierul (fig. 7), conform reacţiei :

$$Fe + H_2O \rightleftarrows FeO + H_2 + 5\,400 \text{ cal.}$$

Curbele de echilibru între principalele metale și amestecul H_2O-H_2 pentru diferite valori ale raportului $[H_2]:[H_2O]$ se dau în figura 8.

Vaporii de apă pot reacționa cu carbonul din oțel la temperaturi joase și la o presiune parțială scăzută, fiind principala cauză de „albăstrire'' a oțelului în timpul ciclului de răcire. Reacția chimică de decarburare este de forma :

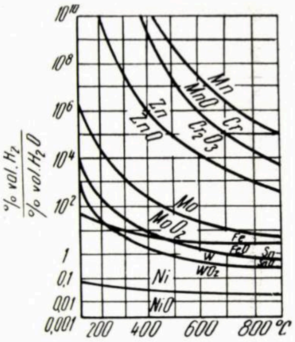


Fig. 8

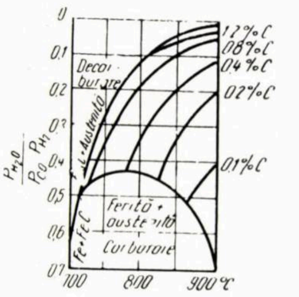


Fig. 9

$$(C) + H_2O \longrightarrow CO + H_2 \qquad (9)$$

$$K = \frac{P_{CO} \cdot P_{H_2}}{P_{H_2O} \cdot a_{(C)}},$$

unde :

$a_{(C)}$ reprezintă activitatea carbonului diluat în austenită.

Curbele de echilibru ale reacției (9), în funcție de conținutul de carbon din oțel și de temperatură (fig. 9) arată în ce condiții atmosfera este carburantă sau decarburantă. Efectul reducător al H_2 și CO asupra arsurii se poate urmări în diagrama din figura 10.

Ca urmare a faptului că efectele termice ale reacțiilor de ardere a CO și H_2 nu sînt identice, curbele *c'* și *d'* au un caracter ascendent, în timp ce curbele *c* și *d* — unul descendent (fig. 10). Punctul de intersecție al curbelor *c* cu *c'* și *b* cu *b'* corespunde la aceeași temperatură (1 083°K). La temperaturi mai mici de 810°C (1 083°K), CO este un reducător mai puternic decît H_2, pentru Fe_3O_4 și FeO, iar pentru temperaturi mai mari, H_2 are o acțiune reducătoare mai mare. La temperaturi mai mici de 810°C (1 083°K) afinitatea CO față de O_2 este mai mare decît afinitatea H_2 deoarece ΔG^0_T al reacției $2CO + O_2 = 2CO_2$ are valori mai mici decît ΔG^0_T al reacției : $2H_2 + O_2 = 2H_2O$. În aceste condiții, CO are o putere reducătoare mai mare decît H_2 și formează CO_2 care are o capacitate oxidantă mai mică decît a $H_2O_{(v)}$. La temperaturi mai mari decît 810°C, situația este inversă : H_2 are o afinitate mai mare față de O_2 ; el are o putere reducătoare mai mare decît CO, iar CO_2 este un oxidant mai puternic decît $H_2O_{(v)}$. Prin urmare, pe măsură ce crește temperatura, fierul este mai sensibil, se oxidează mai mult în contact cu CO_2 și este mai puțin sensibil în prezența vaporilor de apă. În anumite condiții de lucru, H_2 poate reacționa cu CO_2 sau cu O_2, formînd $H_2O_{(v)}$ care au ca efect decarburarea oțelului. Conținutul de vapori de apă care poate fi tolerat în gaze depinde de conținutul de H_2, potențialul de carbon dorit și temperatură.

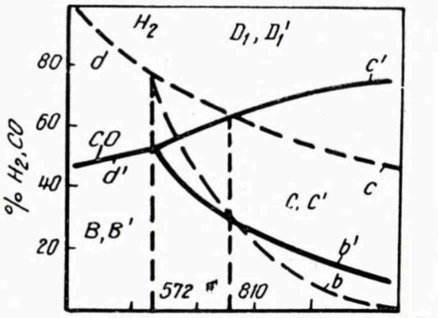


Fig. 10

Echilibrul reacțiilor (10) și (11) este dat în figura 11 :

$$Fe + H_2O \rightleftarrows FeO + H_2 \qquad (10)$$

$$Kp_{10} = \frac{P_{H_2O}}{P_{H_2}}$$

$$Fe + CO_2 \rightleftarrows FeO + CO \qquad (11)$$

$$Kp_{11} = \frac{P_{CO_2}}{PCO}$$

Deasupra curbei întrerupte (fig. 11) atmosfera este reducătoare ($FeO + H_2 \rightarrow Fe + H_2O$), iar sub curbă oxidantă, reacția are loc în sens invers, cu formarea hidrogenului și FeO. Pentru a se evita oxidarea la temperatura dată, raportul dintre hidrogen și vaporii de apă trebuie să se afle deasupra liniei întrerupte. Cu cît temperatura este mai înaltă, cu atît este necesar mai puțin hidrogen pentru obținerea unei atmosfere neoxidante. Cînd atmosfera conține 5 % vapori de apă sau mai puțin (0,5 : 10), ea va fi reducătoare la toate temperaturile. Dacă raportul $H_2O:H_2$ este egal cu 4 : 10, la temperaturi peste 700°C atmosfera este reducătoare, dar în cursul procesului de răcire, sub 650°C (fig. 11), ea devine oxidantă și în astfel de condiții metalul se va oxida. În cazul amestecului CO-CO_2 (fig. 11) sub linia plină atmosfera este reducătoare, iar deasupra — oxidantă. Cînd temperatura este mai joasă, oxidarea se poate evita chiar într-o atmosferă care conține o cantitate mai mare de CO_2.

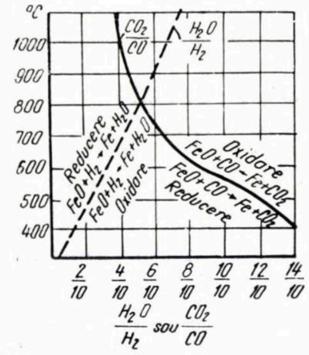


Fig. 11

Prin urmare, pentru a se proteja fierul (oțelul) de oxidare la toate temperaturile, raportul $H_2O:H_2$ trebuie să fie mai mic decît 0,1, iar $CO_2:CO$, mai mic decît 0,4 (fig. 11).

În timpul încălzirii se petrec reacții chimice nu numai între metal și gaz, ci și între componenții gazoși activi existenți simultan în spațiul de lucru al cuptorului.

Cînd mediul din cuptor conține CO_2, CO, H_2 și H_2O, de o deosebită importanță practică este reacția gazului de apă — reacția Hahn (fig. 12) :

$$CO + H_2O \rightleftarrows CO_2 + H_2 \qquad (12)$$

$$\Delta G^0_T = -\ 7\,280 + 6{,}724\ T$$

$$K_p = \frac{P_{CO_2} \cdot P_{H_2}}{P_{CO} \cdot P_{H_2O}}$$

Gazele participante la reacția gazului de apă pot reacționa la suprafața oțelului, modificînd sensul și viteza reacțiilor de oxidare și reducere, prezentate anterior.

Conform ecuației diferențiale a lui Vant't Hoff:

$$\frac{\mathrm{d} \ln K_p}{\mathrm{d} T} = - \frac{\overline{Q}}{R T^2},$$

se poate aprecia sensul reacției în funcție de temperatură: prin creșterea temperaturii, constanta de echilibru K_p se micșorează și echilibrul reacției se deplasează la dreapta, în partea formării CO și H_2O. Cu toate că produsele reacției gazului de apă (CO_2, H_2) au un efect de decarburare, ele nu au aceeași reactivitate ca vaporii de apă din care provin. În prezența metanului vaporii de apă pot reacționa conform ecuației:

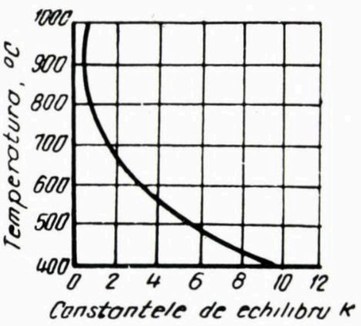


Fig. 12

$$CH_4 + H_2O \rightleftarrows CO + 3H_2 \qquad (13)$$

$$\Delta G^0_T = 51\ 750 - 56{,}38\ T$$

Rezultă formarea a trei volume de hidrogen la un volum de $H_2O_{(v)}$, avînd ca efect o îndepărtare de echilibru a reacției gazului de apă. Prin urmare, o mai mare concentrație a vaporilor de apă face ca gazul să aibă un efect mai mare de decarburare.

În figura 13 se arată în ce raport sînt constantele de echilibru ale reacțiilor dintre metal și faza gazoasă. Decarburarea observată în practică la suprafața metalului depinde de faptul că intervine o ușoară oxidare în interiorul cuptorului care duce la formarea unei pelicule foarte fine de arsură. Raportul dintre Fe și O_2 în arsură corespunde aproximativ formulei Fe_3O_4. Peste o anumită temperatură se poate ca o parte din O_2 să se elibereze și să reacționeze cu carbonul din oțel.

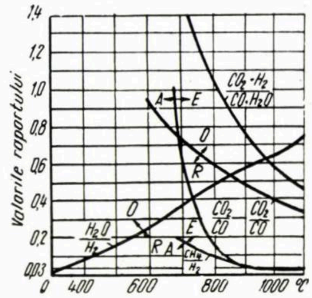


Fig. 13

Reducerea arsurii are loc în două trepte: formarea FeO și reducerea la Fe metalic cu formarea CO_2; reacția carbonului în soluție:

$$CO_2 + C \rightleftarrows 2CO$$

$$FeO + CO \rightleftarrows Fe + CO_2$$

În urma acestor reacții, crește volumul gazului și se produce o cantitate nedorită de CO_2. Pe de altă parte, mecanismul reacției de decarburare depinde foarte mult de presiunea totală a gazelor astfel că se impune cerința de a avea un cuptor foarte etanș. La un cuptor cît mai etanș crește presiunea în interior, astfel că un eventual proces de decarburare este foarte repede frînat. Dacă totuși gazele produse pot ieși din spațiul de reacție se va continua decarburarea atît timp pînă se stabilește echilibrul dintre carbonul din oțel și oxigenul din arsură la presiunea de 1 at.

Echilibrul reacției gazului de apă poate fi exprimat sub următoarea formă:

$$\frac{P_{CO}}{P_{CO_2}} = K_p \frac{P_{H_2}}{P_{H_2O}}$$

Oricărei stări posibile a atmosferei cuptorului îi corespunde în figura 14 un punct caracterizat prin raportul $H_2O : H_2$, ca abscisă, și raportul $CO_2 : CO$, ca ordonată. Echilibrul atmosferei cuptorului cu fierul și cu oxizii de fier este limitat de curba *ABC*; în domeniul inferior este stabil fierul, iar în cel superior, FeO și Fe_3O_4. Pe baza acestei diagrame se pot stabili condițiile de ardere a unui combustibil pentru a se obține o încălzire fără oxidare. Pentru gazul de cocs, tendința produselor de ardere de a oxida fierul crește cu scăderea temperaturii. Coeficienții α pentru încălzirea fără oxidare trebuie să fie de 0,4—0,5; cantitatea de aer pentru ardere trebuie să fie de 40—50% din cantitatea de aer necesar arderii complete a gazului. La un coeficient de aer $\alpha = 0{,}45$, gazele de ardere la temperaturi peste 800°C au un efect reducător față de oxizii de fier.

Hidrocarburile gazoase aflate în atmosfera cuptorului (CH_4, C_2H_6, C_3H_8, C_4H_{10} etc.) determină ca produsele de ardere să aibă o tendință de carburare. Activitatea chimică a acestor gaze depinde de proprietatea lor de a forma carbon născînd la suprafața oțelului. Descompunerea lor termică are ca rezultat favorizarea procesului de carburare a oțelului prin formarea de funingine în cantități proporționale cu numărul atomilor de carbon. În general, depunerea de funingine se datorește reacțiilor (14) și (15) (fig. 15):

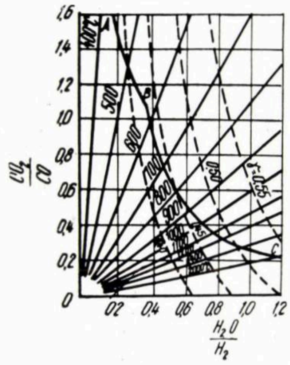


Fig. 14

$$CO_2 + C \rightleftarrows 2CO \text{ (reacția Belle-Boudoire)} \qquad (14)$$

$$K_p = \frac{P^2_{CO}}{P_{CO_2}}$$

$$CH_4 \rightleftarrows 2H_2 + C \qquad (15)$$

$$K_p = \frac{P^2_{H_2}}{P_{CH_4}}$$

În figura 15:

$$K_{(a)} = \frac{P^2_{CO}}{P_{CO_2}}\ ; \quad K_{(b)} = \frac{P^2_{H_2}}{P_{CH_4}}$$

reacția *a*: $CO_2 + C \rightleftarrows 2CO$ și reacția *b*: $CH_4 \rightleftarrows C + 2H_2$.

Raportul dintre CH_4 și H_2 din amestecul de gaze determină caracterul acțiunii atmosferei asupra oțelului. În figura 16 se dă raportul $CH_4 : H_2$ pentru obținerea unei atmosfere neutre. Cu cît temperatura este mai înaltă și oțelul conține mai mult carbon, cu atît atmosfera neutră trebuie să conţină mai mult metan.

Cînd temperatura se ridică, CH_4 devine din ce în ce mai instabil şi la temperaturi mai mari decît 700°C, concentraţia necesară pentru echilibru devine din ce în ce mai mică (fig. 17), favorizînd procesul de carburare a oţelului.

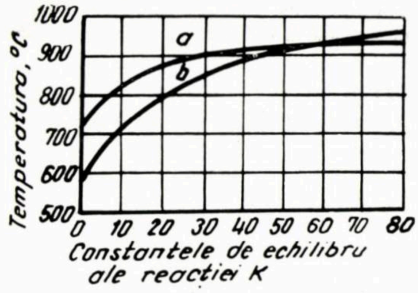


Fig. 15

Pentru a se reduce intensitatea descompunerii CO şi CH_4, se recomandă ca coeficientul de exces de aer să fie mărit; acest fapt determină micşorarea conţinutului de CO şi CH_4, contribuind la stabilirea unui mers relativ constant al instalaţiei de ardere şi în condiţiile unei variaţii mari a puterii calorifice a gazului folosit drept combustibil. Cu cît este mai înaltă temperatura tratamentului deasupra punctului de transformare (725°C), cu atît limitele oţelurilor carbon pentru care condiţiile de echilibru sînt constante în ceea ce priveşte reacţia de decarburare în faza gazoasă devin mai înguste (fig. 18).

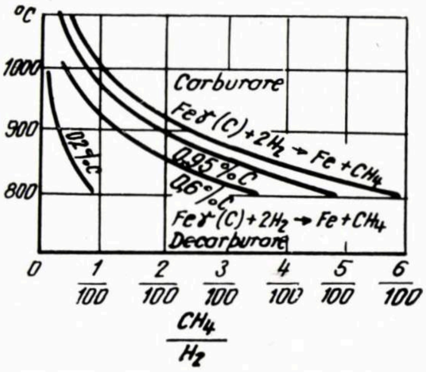


Fig. 16

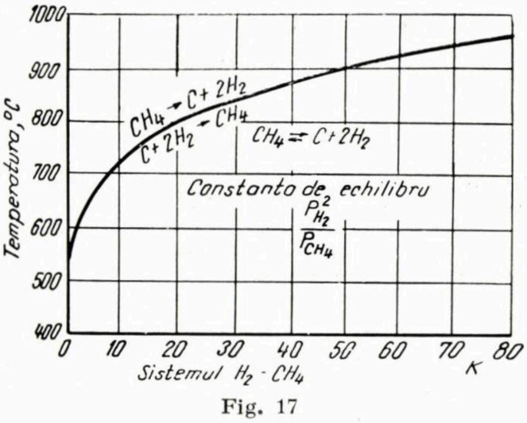


Fig. 17

Gazele sulfuroase apar datorită compuşilor sulfului în combustibilii utilizaţi la încălzirea cuptoarelor, din materialul refractar şi din uleiurile purtate de piesele ce urmează a fi încălzite sau depuse pe dispozitivele de fixare ale cuptorului. Sulful poate fi prezent în gaze sub diferite combinaţii (H_2S, SO_2, SO_3 etc.) accelerînd ritmul de formare a arsurii care se măreşte o dată cu creşterea temperaturii.

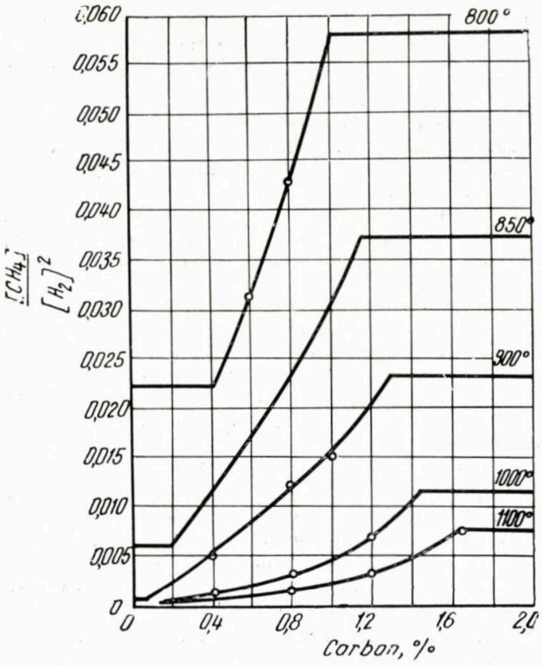


Fig. 18

În atmosferele reducătoare sulful se găseşte în general sub formă de H_2S:

$$SO_2 + 3H_2 \rightleftarrows H_2S + 2H_2O + 49\,450 \text{ cal.}$$

În atmosferele oxidante combinaţiile sulfului pot reacţiona conform reacţiilor:

$$C_4H_4S + 6O_2 \rightarrow 4CO_2 + 2H_2O + SO_2$$

$$2SO_2 + 3Fe + 2Ni \rightarrow Fe_2O_3 + NiS + NiO + FeS$$

Azotul molecular este inert faţă de oţel la temperaturile obişnuite de tratament termic (200—1 200°C). El nu reacţionează cu ferita şi nu poate influenţa calitatea suprafeţei metalului. Azotul atomic nu este de dorit deoarece se combină cu Fe, formînd nitruri fin dispersate care măresc duritatea la suprafaţa metalului.

BIBLIOGRAFIE

[1] Jenkins I. *Les atmosphères controlées dans le traitement thermique des métaux.* Paris, Dunod, 1953.
[2] Guleaev A. P. *Tratamentul termic al oţelului.* Bucureşti, Editura tehnică, 1962.
[3] Kluge G. *Schützgasgluhen.* Metalloherfläche Helt, vol. 15, nr. 11, 1961.
[4] * * * *Furnace Atmospheres.* Metals Handbook, vol. II, 1964.
[5] Esin O. A. şi Geld P. V. *Fiziceskaia Minia pirometallurghiceskih protessov.* Moscova, Metallurghizdat, 1950.
[6] Hahn W. J. *Ofenatmosphäre und wärmebehandlung.* Werkstatt und Betrieb, vol. 94, nr. 7, 1961.
[7] Schmidt Th. *Das zunderfreie Wäremen von Stahl in direkt Brennstoffbeheizten Ofen.* Werkstattstechnik, vol. 53, nr. 6, 1963.
[8] Teodorescu Al. *Tratamente termice în atmosfere controlate.* Bucureşti, Editura tehnică, 1964.
[9] Oprea Fl. *Teoria proceselor metalurgice.* Bucureşti, Editura didactică şi pedagogică, 1966.

Dimensiunea optimă a uzinelor siderurgice. L'Usine Nouvelle, nr. 28, iulie, 1965; Revue de Métallurgie, nr. 12, decembrie, 1965; Blast Furnace and Steel Plant, nr. 4, aprilie, 1965

Deşi este greu să se determine dimensiunea ideală a unei uzine siderurgice, această problemă este totuşi la ordinea zilei, deoarece este foarte important ca vechile instalaţii să nu devină o frînă, iar noile ansambluri siderurgice să capete dimensiunea optimă.

Unii experţi în materie au tras concluzia că, încă pentru o anumită perioadă, cea mai nimerită capacitate pentru o uzină europeană axată pe produse diferite este de ordinul a 3—3,5 mil. t/anual.

În S.U.A. există un anumit număr de uzine care au o capacitate de producţie de peste 5 mil. t/an, cum ar fi: Gary (U. S. Steel) cu o capacitate anuală de 8 mil. t, Chicago (U. S. Steel) cu o capacitate de 5,5 mil. t, Sparrow Point (Bethlehem Steel) 8,2 mil. t, Lackawanna (Bethlehem Steel) 6 mil. t, East Chicago (Inland Steel) 6,5 mil. t. Unele din aceste uzine gigantice îşi datoresc dezvoltarea faptului că sînt aşezate în apropierea unor mari centre industriale.

Este greu să se aplice Europei criteriile americane, şi mulţi specialişti europeni susţin că o mare uzină poate să asigure o mai bună exploatare unor sectoare, dar că pentru altele dă loc la complicaţii. Nu este mai puţin adevărat că uzinele mai mici, cu o capacitate pînă la 1 mil. t., pot avea riscul, în condiţiile actuale, să aibă o rentabilitate scăzută.

În Anglia se observă aceeaşi tendinţă către uzine cu capacitate mare. Dacă la sfîrşitul celui de-al doilea război mondial ponderea uzinelor cu o capacitate sub 1 mil. t oţel pe an era de 93 %, acum acest procent este de numai 38 %. De asemenea, dacă în 1946 nici o uzină nu putea produce mai mult de 2 mil. t pe an, astăzi asemenea uzine nu mai reprezintă decît 25 % din capacitatea totală a ţării.

În oţelăriile care produc laminate plate, linia de benzi late la cald determină capacitatea globală a uzinei. Dacă se ia ca medie cifra de 3 mil. t/an şi un consum de fontă de 800 kg pe tona de oţel brut, aceasta duce la schema unei uzine echipate cu trei — patru furnale avînd un diametru la creuzet de 9—10 m şi cu o oţelărie cu insuflare de oxigen prevăzută cu trei — patru convertizoare de cîte 200—300 t.

Dar laminorul nu este singurul criteriu care cere ca o uzină siderurgică să aibă o capacitate globală de cel puţin 2 mil. t, preferabil 3 mil. t/an. Se ajunge la acelaşi rezultat şi dacă se pleacă de la numărul furnalelor.

Pentru consideraţii de continuitate, de repartizare a energiei şi de aprovizionare cu fontă, o uzină nu trebuie să lucreze cu mai puţin de trei furnale. De altfel, dat fiind faptul că preţul de cost al fontei depinde în mare măsură de dimensiunea furnalului, nu ar trebui construite furnale cu diametrul la creuzet mai mic de 9 m, ceea ce dă o capacitate de producţie de cel puţin 2 mil. t de fontă pe an.

Este important de ştiut că dacă se compară costul fontei într-o uzină cu trei furnale, avînd o capacitate de numai 1 mil. t/an, cu costul fontei produse într-o uzină care are tot trei furnale dar o capacitate de 2 mil. t/an, se constată că aceasta din urmă produce fontă la un preţ de cost inferior cu cel puţin 4 dolari pe tonă.

Capacitatea furnalelor este, deci, un element determinant al dimensiunii unei uzine siderurgice. Prin îmbunătăţirea şarjei şi a tehnicii de măsurare şi reglare este astăzi posibil să se exploateze, fără dificultăţi, furnale cu diametrul la creuzet de 9—10 m şi cu un volum util corespunzător, de 1 500—2 000 m³.

În felul acesta, pentru o uzină care ar dispune deci de trei furnale cu o capacitate de 2 mil. t fontă, capacitatea de producţie a oţelăriei nu poate fi mai mică de 2 mil. t, şi cel mai bine de 3 mil. t/an.

În cazul unei oţelării neintegrate este mai greu să se determine dimensiunea optimă. Aceste uzine au de obicei programe speciale de fabricaţie pentru care dimensiunea optimă este lăsată pe planul al doilea. Dar ponderea acestor întreprinderi în producţia globală la oţel este din ce în ce mai mică.

Finisarea grăuntelui primar la topirea oţelurilor în vid. Wieser P. F. şi Wallace I. F. Cast Metals Research Journal, vol. 2, nr. 1, 1966, p. 1—5.

Prin termenul ,,finisarea grăunţilor" (grain refinement) se înţelege micşorarea lungimii dendritelor columnare şi micşorarea distanţei dintre ramurile dendritei. Aceste două feluri de finisare nu au loc întotdeauna simultan. De exemplu, în cazul unei temperaturi joase de turnare, se reduce lungimea dendritelor columnare, în schimb cresc spaţiile interdendritice. Micşorarea ambelor dimensiuni se obţine prin alierea, inocularea şi vibrarea metalului în timpul solidificării şi se datoreşte măririi numărului de germeni.

S-a cercetat influenţa topirii în vid a oţelului slab aliat cu crom, molibden şi nichel, asupra grăuntelui primar. Compoziţia oţelului a fost: 0,30—0,35 %C; 0,60—0,80 % Mn; 0,20—0,35 % Si; 0,70—0,90 % Cr; 0,20—0,30 % Mo; 1,65—2,0% Ni; max. 0,02 % S şi max. 0,01 % P. Oţelul a fost elaborat în vid şi în atmosferă obişnuită.

În figura 1 (*1* — topire în aer; *2* — topire în vid; *3* — topire în vid cu adaos 0,1 % Ti) se arată influenţa modului de elaborare asupra adîncimii zonei columnare. Se vede că topirea în vid reduce adîncimea zonei columnare. În cazul topirii oţelului cu 0,1 % Ti, efectul de reducere este şi mai puternic. Cu cît temperatura de turnare este mai mică, cu atît zona columnară este mai puţin întinsă.

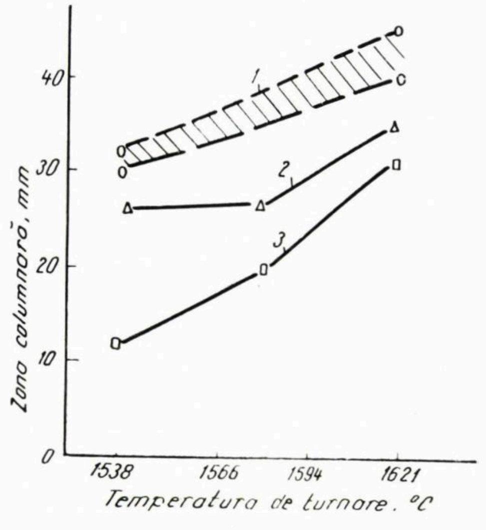


Fig. 1

La elaborarea în vid s-au redus simţitor şi distanţele dintre ramurile secundare ale dendritelor (tabela 1).

Tabela 1

Modul de elaborare	Distanţa dintre ramurile secundare ale dendritelor la 12 mm de suprafaţă, mm	
	1 538°C	1 621°C
În aer	0,062	0,05
În vid	0,044	0,037
În vid + 0,10 % Ti	0,035	0,031

Se presupune că procesul de finisare a dendritelor se datoreşte micşorării proporţiei de gaze (tabela 2).

Tabela 2

Modul de elaborare	Procente în greutate		
	Oxigen	Hidrogen	Azot
Cuptor cu arc, în aer	0,0031	0,00017	0,0039
Cuptor cu inducţie, în aer	0,0030	0,00010	0,0053
Cuptor cu inducţie, în vid	0,0003	0,00001	0,0005

Prin micşorarea conţinutului de gaze activitatea şi solubilitatea elementelor în soluţia lichidă şi solidă se modifică.

Despre reacţia oţelului manganos lichid cu căptuşeala oalei şi silicea formei. Kurbatov M. I., Speranskii B. S. şi Parasiuk P. F. Liteinoe proizvodstvo, nr. 6, 1966, p. 46—47.

Oţelul manganos este foarte fluid şi agresiv faţă de materialele refractare acide.

Durabilitatea căptuşelii din şamotă a oalelor de turnare este de circa două ori mai mică decît în cazul turnării oţelului carbon.

Între oţelul manganos lichid şi căptuşeala oalelor sau formele de turnare au loc reacţii care duc la oxidarea manganului în timpul turnării oţelului. Cu cît temperatura oţelului este mai ridicată, cu atît aceste reacţii sînt mai intense.

În tabela 1 se arată variaţia compoziţiei chimice a oţelului din oala de turnare în timpul procesului de turnare.

Tabela 1

Nr. şarjei	Ora cînd s-a luat proba, h/min	Momentul cînd s-a luat proba la evacuarea oţelului	Temperatura la evacuare, °C	Compoziţia chimică a oţelului, %		
				C	Mn	Si
1	9—20 9—25	început sfîrşit	1 470	1,42 1,36	13,96 13,05	0,62 0,82
2	10—10 10—28	început sfîrşit	1 465	1,35 1,28	12,94 12,15	0,51 0,72
3	11—12 11—30	început sfîrşit	1 460	1,42 1,40	12,94 12,15	0,39 0,52
4	14—50 15—08	început sfîrşit	1 440	1,46 1,38	12,15 11,50	0,46 0,53

Din tabela 1 rezultă că, în timpul menţinerii oţelului manganos în oala de distribuţie avînd căptuşeală din şamotă, are loc micşorarea conţinutului de carbon şi de mangan şi creşterea conţinutului de siliciu. Variaţia conţinutului de mangan depinde foarte mult de temperatură.

La limita formă — metal se constată aceeaşi variaţie a compoziţiei oţelului (fig. 1).

Cu creşterea temperaturii de turnare se măreşte şi grosimea stratului de aderenţe (fig. 2).

Analiza petrografică a stratului de aderenţe arată că el constă din faialită (2 $FeO \cdot SiO_2$), tefroită 2 $MnO \cdot SiO_2$ şi rodonită $MnO \cdot SiO_2$.

În afară de aceasta, cu creşterea temperaturii, procesul de eroziune a formei se intensifică şi, prin aceasta, creşte numărul de macroincluziuni din oţel.

Micşorarea temperaturii de turnare a oţelului pînă la valoarea optimă a dus la scăderea pierderilor de metal, de la 2,0—3,0% la 0,5—2%, la mărirea pronunţată a durabilităţii căptuşelii oalelor (de la 10—12 la 18—25 şarje). Prin aceasta s-a micşorat de asemenea proporţia de rebut, datorită structurii dendritice şi macroincluziunilor, conţinutului de gaze şi gradului de oxidare a manganului la elaborare. De aici rezultă importanţa temperaturii de turnare.

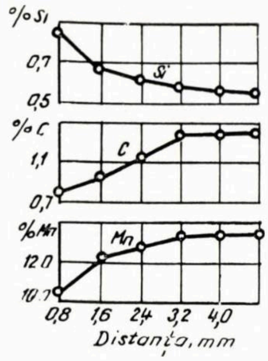


Fig. 1

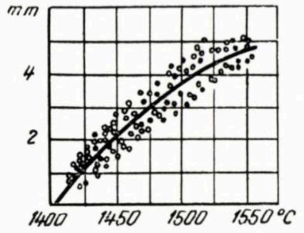


Fig. 2

Despre mecanismul influenţei elementelor asupra grafitizării fontelor. Ghirşovici N. G. şi Steinbergs L. P. Liteinoe proizvodstvo, nr. 6, 1966, p. 25—26.

Efectul grafitizant al unui element în fontă reprezintă rezultatul acţiunii mai multor factori variabili.

Se poate afirma că cristalizarea eutectică după sistemul stabil poate avea loc cu siguranţă numai în intervalul de temperatură cuprins între valorile corespunzătoare transformării stabile T_{st} şi metastabile T_{met}, iar în cazul extrem — la nivelul inferior al acestui interval (fig. 1).

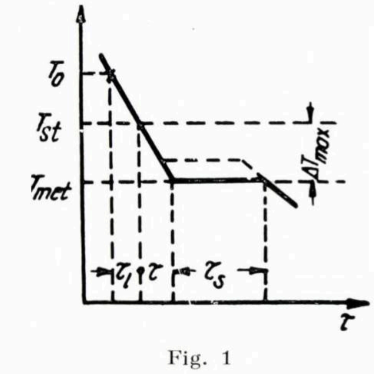


Fig. 1

Condiţia desfăşurării procesului de grafitizare la cristalizarea eutectică este exprimată de inegalitatea:

$$\left(\frac{Rc\gamma^6}{bf}\right)\overline{N}_v^3 \cdot \frac{L}{C\theta_{cr}} \cdot \frac{T_0 - T_{met}}{\theta_{cr}}\left(\frac{T_{st} - T_{met}}{\theta_{cr}}\right)^2 \times$$

$$\times\left[\frac{T_0 - T_{st}}{\theta_{cr}} + \frac{1}{2} \cdot \frac{T_{met} - T_{st}}{\theta_{cr}} + A\frac{L}{C\theta_{cr}}\right]^2 \geqslant \frac{4}{\pi^3},$$

unde:

$\left(\frac{Rc\gamma}{bf}\right)^6 \overline{N}_v^3$ este un criteriu fără dimensiuni care se referă la durata de solidificare; $\frac{L}{C\theta_{cr}}$ — criteriul căldurii de cristalizare; $\frac{T_{st} - T_{met}}{\theta_{cr}}$ — criteriul intervalului între cristali-

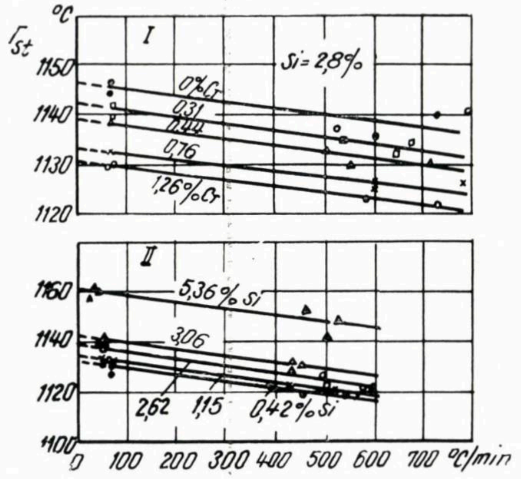


Fig. 2

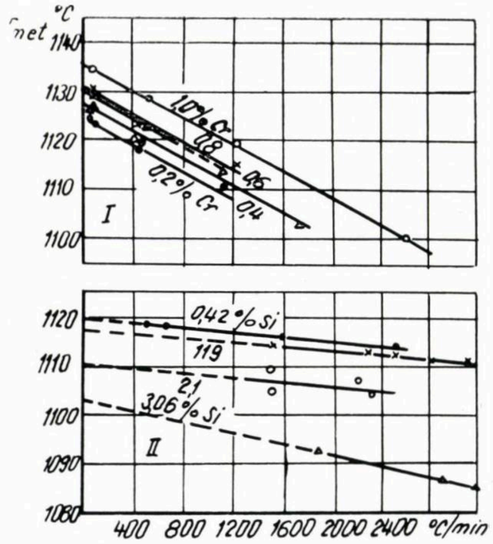


Fig. 3

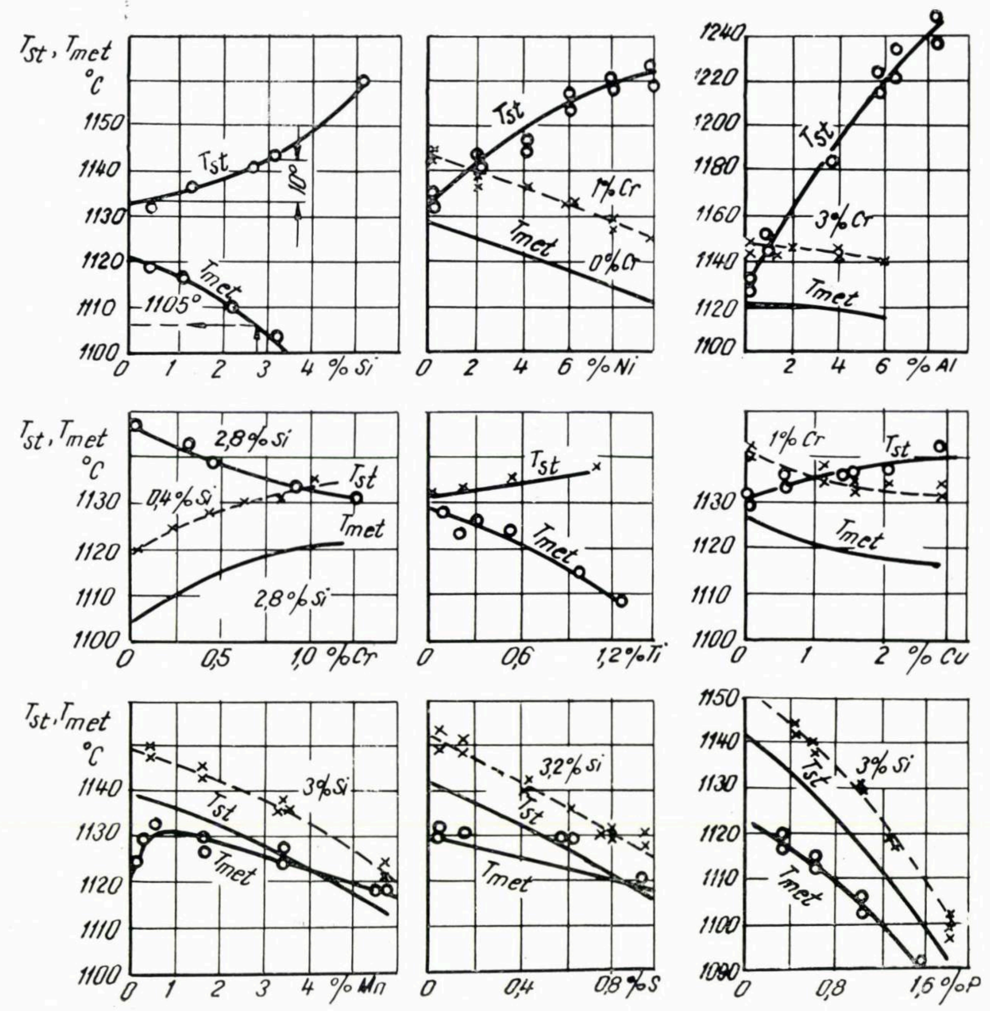


Fig. 4

zarea stabilă şi metastabilă; A — proporţia de austenită primară în structură; C — căldura specifică a metalului; bf — coeficientul activităţii termice a formei; $\frac{T_0 - T_{met}}{\theta_{cr}}$ — criteriul supraîncălzirii fontei la turnare; θ_{cr} — temperatura critică suplimentară; R — grosimea echivalentă a probei; L — căldura de cristalizare; γ — greutatea specifică a fontei; $\overline{N_v^3}$ — valoarea medie a parametrului cristalizării volumice ($\overline{N}$ — numărul mediu de germeni; v — viteza medie de creştere a lor).

Din relaţia de mai sus rezultă că, în cazul separării directe a grafitului în fontele hipereutectice, viteza de degajare a căldurii de cristalizare în intervalul $T_{st} - T_{met}$ (fig. 1) trebuie să fie mai mare sau cel puţin egală cu viteza de cedare a căldurii.

Procesul de grafitizare directă depinde, după cum se vede, de mulţi factori variabili.

Dintre aceştia, un rol important îl joacă intervalul $T_{st} - T_{met}$.

Cu cît intervalul $T_{st} - T_{met}$ este mai larg, cu atît tendinţa de grafitizare directă a fontei este mai mare. Deci elementele grafitizante ar trebui să lărgească acest interval.

Pentru verificarea acestui lucru s-au efectuat cercetări speciale privind influenţa siliciului, cromului, hidrogenului, azotului, nichelului, aluminiului, titanului, cuprului, manganului, sulfului şi fosforului asupra acestui interval. De asemenea, s-a determinat şi influenţa vitezei de răcire.

Rezultatele sînt prezentate în figurile 2, 3, 4 şi 5.

Realizarea cristalizării stabile sau metastabile s-a obţinut prin variaţia conţinutului de siliciu şi crom şi a vitezei de răcire.

Mărirea vitezei de răcire coboară temperatura de transformare stabilă a fazei lichide (fig.2) şi, într-o măsură şi mai mare, temperatura T_{met} (fig. 3).

Din figura 4 rezultă că elementele grafitizante (Si, Ni, Al, Ti şi Cu) lărgesc intervalul $T_{st} - T_{met}$, pe cînd elementele antigrafitizante îl micşorează. Intensitatea influenţei lor asupra intervalului corespunde intensităţii de influenţare asupra grafitizării.

Hidrogenul şi azotul micşorează acest interval, ceea ce înseamnă că au efect antigrafitizant.

În concluzie, se poate afirma că unul dintre mecanismele de acţiune a elementelor asupra grafitizării fontei îl constituie influenţa lor asupra intervalului $T_{st} - T_{met}$.

Fonte cu grafit nodular obţinute prin tratare cu calciu.

Matsumoto H. şi Mochizuki N. Modern Castings, aprilie, 1966, p. 64—67.

Procedeul de obţinere a fontei cu grafit nodular prin tratare cu calciu a început să fie aplicat în Japonia, începînd din anul 1958. În prezent îl folosesc peste 200 de turnătorii.

În comparaţie cu tratarea fontei cu magneziu, procedeul cu calciu asigură o tendinţă mai scăzută de albire a fontei, ceea ce are mare importanţă, mai ales la turnarea pieselor cu pereţi subţiri; de asemenea, asigură o tendinţă mai mică de formare a retasurii, ceea ce înseamnă un consum mai mic de fontă pentru alimentare, precum şi o tendinţă mai mică de formare a zgurei.

Procesul de modificare are loc mult mai liniştit şi nu este influenţat într-o măsură mare de conţinutul unor elemente ca: titan, plumb, bismut etc., care în cazul tratării fontei cu magneziu, sînt antimodificatoare.

Compoziţia chimică a fontelor destinate să fie modificate cu calciu este următoarea: 3,4—3,9% C; 1,7—2,2% Si; sub 0,6% Mn; sub 0,08% P; sub 0,025% S şi sub 0,025%Cr.

Întrucît calciul leagă sulful într-o măsură mai mare decît magneziul, se impune ca fontele tratate cu calciu să conţină sub 0,025% S.

Carbonul echivalent al fontelor trebuie să fie cuprins între 4,5 şi 4,7%.

Conţinutul de siliciu în aceste fonte este cuprins între 2,0 şi 3,0%. Cu cît grosimea peretelui este mai mare, cu atît conţinutul de siliciu poate fi mai scăzut (fig. 1, *a*).

Domeniile de deasupra curbelor din figura 1, *a* corespund structurilor fără cementită liberă (fontelor cenuşii), iar cele de sub curbe corespund fontelor cu cementită liberă în structură (fontelor pestriţe). Din figura 1, *a* rezultă că, la aceeaşi grosime a peretelui piesei, în cazul fontelor tratate cu magneziu, cementita liberă apare în structură la conţinuturi mai ridicate de siliciu, datorită efectului lui antigrafitizant mai pronunţat.

În mod obişnuit, fontele tratate cu calciu se modifică cu 0,5% ferosiliciu (75% Si) şi se toarnă în forme după 15—30 s.

La fontele tratate cu calciu durata de timp de la inoculare cu ferosiliciu şi pînă la turnare poate fi mai mare, fără ca în structură să apară cementită liberă (fig. 1, *c*).

În figura 1, *c* domeniile deasupra curbelor corespund fontelor pestriţe (temperatura de menţinere 1 400°C). Temperatura fontei la turnare este de 1 360—1 400°C.

La fontele tratate cu calciu conţinutul de mangan poate fi mai ridicat, fără să apară în structură cementită liberă. În figura 1, *b* domeniile de deasupra curbelor corespund fontelor pestriţe, iar cele de sub curbe, fontelor cenuşii.

În cazul cînd conţinutul de sulf este ridicat, se procedează la desulfurarea fontelor prin una din următoarele trei metode: injectarea CaC_2 în fontă, cu ajutorul azotului; barbotarea azotului în fontă, în care s-a introdus în prealabil CaC_2 şi prin folosirea oalei vibratorii.

Cu ajutorul acestor metode se reuşeşte să se îndepărteze 80—90% din sulf, consumul de CaC_2 fiind de 1,2—1,5%, iar căderea de temperatură, de 40—70°C.

Calciul se introduce în fonta lichidă fie cu ajutorul clopotelor, fie la fundul oalei, înainte de umplerea acesteia.

Proprietăţile mecanice ale fontelor tratate cu calciu sînt identice cu cele ale fontelor tratate cu magneziu.

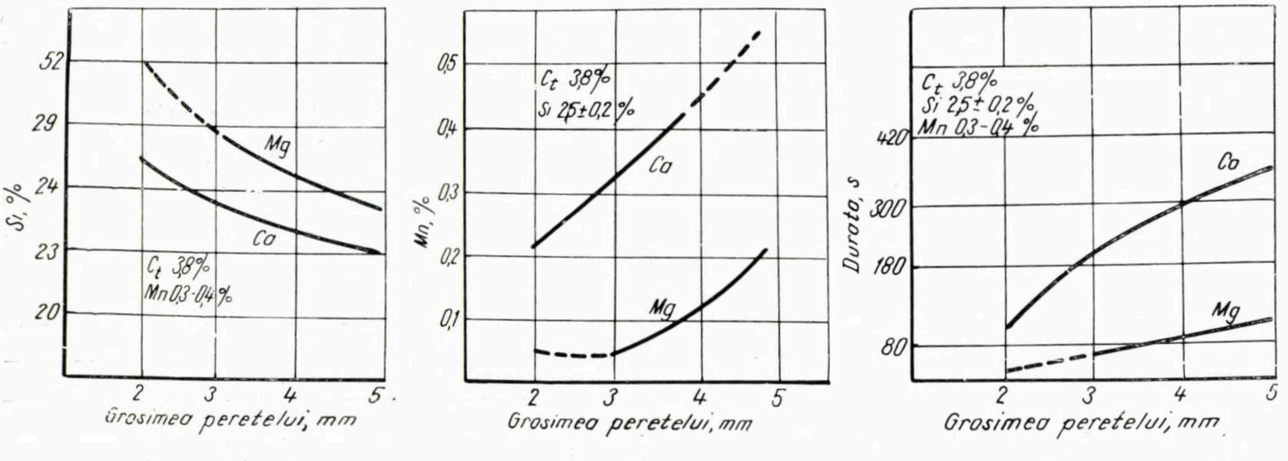


Fig. 1

Influenţa dimensiunilor asupra proprietăţilor pieselor din fontă maleabilă. Ankab K. M., Sulte O. E. şi Bidulıa P. N. Izvestia vîsşih ucebnîh zavedenii. Ciornaia Metallurghia, nr. 5, 1966, p. 168—170.

Proprietăţile mecanice ale fontei maleabile depind de structura masei metalice de bază.

Conform standardelor, rezistenţa σ_r variază între 30 şi 37 kgf/mm^2 la fontele feritice şi între 45 şi 63 la fontele perlitice, în timp ce alungirea δ variază corespunzător între 6 şi 12% şi respectiv între 6 şi 2%.

Caracteristic pentru fonta maleabilă feritică este creşterea concomitentă a rezistenţei şi alungirii, pe măsura îmbunătăţirii structurii. La încercarea de întindere, epruvetele se alungesc şi se subţiază pe întreaga lungime, rupîndu-se fără să se formeze gîtuirea.

Un dezavantaj important (practic singurul) al fontei maleabile feritice ca material de construcţie îl constituie sensibilitatea ei faţă de viteza de răcire: cu mărirea grosimii pereţilor piesei, valoarea proprietăţilor mecanice se micşorează pronunţat. Din acest motiv, proprietăţile pieselor cu pereţi groşi (peste 20 mm) nu pot fi apreciate cu valorile obţinute la încercarea epruvetelor cu diametrul de 12 sau 16 mm.

S-a stabilit influenţa mărimii diametrului probelor (de 8; 20; 24 şi 28 mm) asupra proprietăţilor σ_r şi δ.

Probele s-au turnat din fontă elaborată după procedeul duplex (cubilou-cuptor cu arc acid) cu compoziţia: 2,6—2,8%C; 1,15—1,25% Si; 0,3—0,5% Mn; 0,16—0,20% S; 0,04—0,06% P; 0,06—0,08 % Cr; Mn : S = 2,3—2,7. Cantitatea de aluminiu adăugată a fost de 0,01%, iar temperatura de turnare, 1 420—1 430°C.

O dată cu mărirea grosimii peretelui probei, structura primară a devenit mai grosolană, numărul de incluziuni sulfidice s-a micşorat, iar dimensiunile lor au crescut; în acelaşi sens, însă mai pronunţat, au variat şi numărul şi dimensiunile separărilor de grafit şi ale grăunţilor de ferită.

Prin aceasta, forma separărilor de grafit s-a înrăutăţit la viteze mici de răcire a probelor.

Datorită schimbărilor structurale arătate, proprietăţile mecanice (σ_r şi δ) s-au micşorat continuu, o dată cu creşterea grosimii peretelui probei (fig. 1). Variaţia acestor proprietăţi pentru fontele maleabile (feritice) la diametre cuprinse între 8 şi 30 mm se poate exprima prin relaţiile:

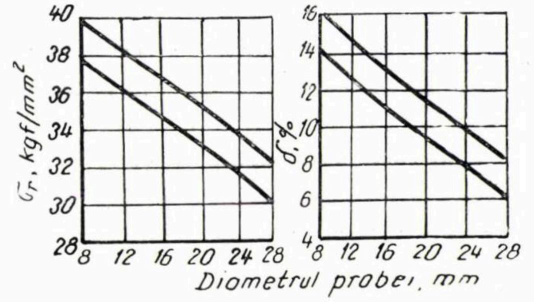


Fig. 1

$$\sigma_r = 42 - 0{,}4\ S \text{ şi } \delta = 18 - 0{,}4\ S,$$

unde S este grosimea (diametrul piesei), în mm.

Rezultă că fonta maleabilă feritică poate înlocui cu succes oţelul numai în cazul turnării unor piese cu pereţi subţiri (S sub 20 mm).

Mai rezultă că la aceeaşi structură a masei metalice de bază, se pot obţine proprietăţi mecanice foarte diferite în funcţie de numărul şi dimensiunile grăunţilor de ferită şi ale separărilor de grafit.

Despre neutralizarea influenţei cromului în fonta maleabilă. Konovalov A. T., Ptaşkin M. F. şi Sadreev B. A. Liteinoe proizvodstvo, nr. 6, 1966, p. 28—30.

Folosirea pe scară mai largă a deşeurilor de piese din oţeluri slab aliate cu crom pentru elaborarea fontei maleabile duce la mărirea conţinutului de crom în aceste fonte.

Cromul stabilizează cementita primară şi secundară, ceea ce impune mărirea duratei sau a temperaturii de recoacere.

Dintre metodele de intensificare a procesului de grafitizare a fontelor cu conţinut mai ridicat de crom, un interes deosebit prezintă adaosurile de stibiu.

Viteza cea mai mare de grafitizare se obţine la un raport Sb : Cr = 3 : 2, cînd se formează compuşi de tipul Sb_2Cr_3. Dezavantajul folosirii stibiului constă în faptul că la retopire el nu se oxidează şi deci se acumulează în fontă, influenţînd negativ proprietăţile fontelor.

Această metodă de neutralizare a cromului este dezavantajoasă şi datorită faptului că în condiţiile de elaborare în duplex (cu evacuare continuă a fontei din cubilou în cuptorul electric) este greu să se stabilească precis conţinutul de crom şi cantitatea de stibiu necesară pentru neutralizarea cromului.

În prezent, în acest scop se folosesc modificatorii complecşi de aluminiu, bismut şi bor. Ei au permis mărirea conţinutului de crom fără schimbarea regimului de tratament termic.

Borul se adaugă sub formă de acid boric în cantităţi pînă la 0,022% B. Borul formează cu cromul compusul CrB.

Folosirea borului prezintă anumite avantaje faţă de utilizarea stibiului: la retopire borul nu influenţează proprietăţile fontei şi neutralizează influenţa specifică a azotului.

Un nou oţel de scule. Steven G. şi Mullin J. G. Mc. Metal Progress, martie, 1966, p. 77—80.

Noul oţel se caracterizează printr-o limită de curgere ridicată, asociată cu o bună tenacitate, cu o excelentă rezistenţă la uzură abrazivă şi cu o rezistenţă la oboseală ridicată. Se foloseşte cu nivele diferite de durificare, în intervalul 58—65 HRC, pentru cilindri, poansoane şi diferite scule pentru deformare la cald şi la rece.

Oţelul, simbolizat cu VT, are următoarea compoziţie: 1,0% C; 0,3% Mn; 2,0% Si; 4,25% Cr; 2,5% Mo; 1,15% V şi 0,3% W.

Elaborarea oţelului se execută în cuptoare electrice obişnuite, în atmosferă normală. În aceste condiţii se obţine un oţel curat, cu un grad de impurificare egal sau mai mic decît cel ce caracterizează în mod curent oţelurile de scule autocălibile, de tipul A_2 (1%C; 5% Cr; 1% Mo); D_2 (1,5% C; 12% Cr; 1% Mo) şi D_4 (2,25% C; 12% Cr; 1% Mo).

Tratamentul termic de recoacere se efectuează la 900°C, cu o menţinere de 2 h, cu răcire în cuptor pînă la 650°C, cu o viteză de 5—10°C/h, şi apoi în aer. Se obţine o duritate de 223—255 HB. În aceste condiţii, prelucrabilitatea prin aşchiere a oţelului VT este similară cu cea a oţelurilor de scule

Tabela 1

Temperatura de austenitizare, °C	Austenită reziduală, %	Duritatea HRC						
		După călire	După revenire la 537°C		După încălzire suplimentară timp de 4 h la			
			2+2 h	2+2+2 h	551°C	565°C	593°C	621°C
1 010	—	65,0	61,5	—	60,0	58,5	55,0	51,0
1 065	26	66,0	62,5	—	62,0	60,5	57,5	52,0
1 093	36	64,5	64,0	64,5	63,0	62,0	58,0	52,5
1 120	39	61,5	—	65,5	64,5	63,5	60,5	54,0

curente, ca: M_1 (0,8% C; 4% Cr; 1% V; 1,5% W şi 8% Mo), M_2 (0,85% C; 4% Cr; 2% V; 6,29% W şi 5% Mo) şi D_2.

Austenitizarea pentru călire se efectuează în intervalul 1 010 – 1 120°C, iar revenirea, la 537 – 565°C. În tabela 1 se arată influenţa temperaturii de austenitizare şi a revenirii asupra valorilor durităţii.

Pentru a obţine o duritate maximă (65,5 HRC) este necesar a efectua austenitizarea la 1 120°C şi a aplica o revenire triplă la 537°C. Pentru aplicaţii care necesită proprietăţi de tenacitate şi rezistenţă la oboseală, se recomandă ca austenitizarea să se efectueze la 1 010 – 1 065°C.

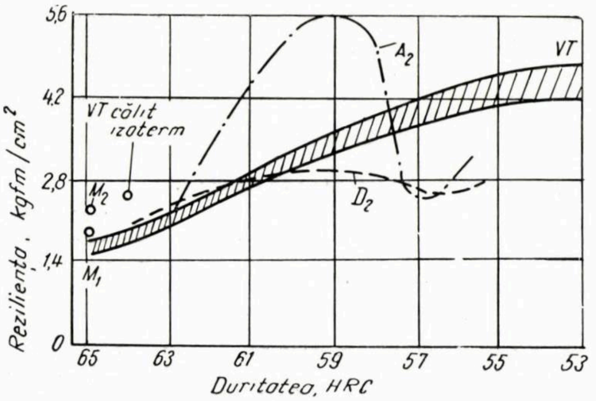


Fig. 1

Pentru reducerea la minimum a deformării, răcirea pentru călire se face în aer pentru piese cu diametrul mai mic de 150 mm. Piesele cu secţiuni mai mari se răcesc în ulei, preferabil cu scoatere la aer, atunci cînd suprafaţa piesei atinge temperatura de circa 300°C.

În figura 1 se arată influenţa temperaturii de revenire asupra durităţii oţelurilor VT, M_1, M_2, A_2 şi D_2.

Oţelul VT poate atinge o duritate secundară egală cu a oţelului rapid, însă prin menţinere la temperaturi mai mari de 537°C duritatea se micşorează.

Oţelul VT este mai dur decît oţelurile A_2 şi D_2 după revenire la temperaturi mai mari de 482°C.

Performanţa sculelor aşchietoare din oţel VT este superioară aceleia a oţelurilor carbon sau a oţelurilor aliate cu wolfram, însă este inferioară performanţei oţelurilor rapide.

Oţelul VT are o deosebită rezistenţă la deformare plastică prin compresiune ceea ce îl face apt pentru fabricarea poansoanelor, a cilindrilor pentru laminare la rece, a dopurilor perforatoare şi a matriţelor. După călire şi revenire dublă la 537°C, oţelul VT are o limită de curgere la compresiune de 280 kgf/mm².

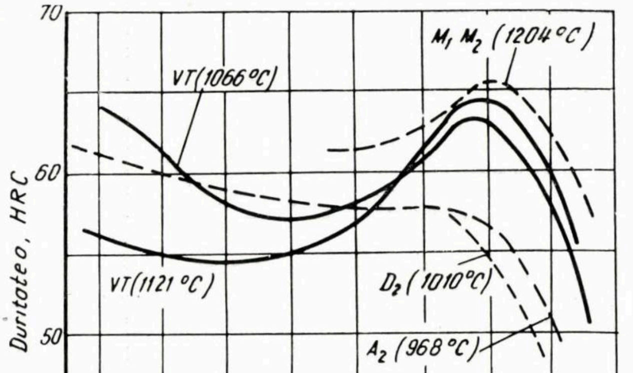


Fig. 2

În figura 2 se ilustrează variaţia rezilienţei oţelului VT în funcţie de duritate, comparativ cu cea a oţelurilor M_1, M_2, A_2 şi D_2. Oţelul VT are o tenacitate comparabilă cu a celorlalte oţeluri; numai oţelul A_2 are o rezilienţă mai mare atunci cînd duritatea variază între 58 şi 65 HRC.

Rezistenţa la uzură a oţelului VT este 80% din rezistenţa la uzură a oţelului rapid şi este mai bună decît a oţelului A_2.

Oţeluri pentru ţevile cuptoarelor de piroliză a hidrocarburilor. Ceskis H. I. Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metallov, nr. 1, 1966, p. 42 – 46.

S-au efectuat cercetări pentru înlocuirea oţelului H23N18 (cu circa 23% Cr şi 18% Ni), insuficient de rezistent la carburare, în cazul utilizării sale la fabricarea ţevilor pentru cuptoarele de piroliză. Din cauza carburării, ţevile din acest oţel se rup. S-a recurs la oţelul H20N14S2 (cu circa 20% Cr, 14% Ni şi 2,2 – 3,0% Si).

Oţelul H20N14S2 are caracteristicile de rezistenţă la încercări de scurtă şi de lungă durată (la 700; 800; 850; 900 şi 950°C) apropiate de cele ale oţelului H23N18.

În cursul încălzirilor oţelului H20N14S2 cu durate lungi, la temperaturi înalte, în jurul grăunţilor de austenită, se formează carburi şi faza σ, care influenţează proprietăţile oţelului, determinînd micşorarea rezilienţei şi a plasticităţii şi o oarecare creştere a durităţii.

Oţelul H20N14S2 cu 2,2 – 2,3% Si se caracterizează printr-o rezistenţă foarte bună la carburare.

Rezistenţa la carburare creşte cu mărirea conţinutului de siliciu. Oţelul H20N14S2 are şi o rezistenţă la oxidare mai bună ca a oţelului H23N18. Toate acestea demonstrează faptul că oţelul H20N14S2 se poate folosi la fabricarea ţevilor pentru cuptoarele de piroliză a hidrocarburilor.

Despre comportarea sulfului în oţeluri. Saramutin V. I. şi Bidulia P. N. Izvestia vîsşih ucebnîh zavedenii. Ciornaia Metallurghia, nr. 5, 1966, p. 171 – 174.

S-a determinat variaţia sulfului (dizolvat în fier, legat cu fierul şi cu manganul) în timpul răcirii şi solidificării oţelului cu compoziţia: 0,10 – 0,15% C; 0,37 – 0,44% Si; 0,4 – 2,0% Mn; 0,03 – 0,12% S.

Pentru determinarea sulfului total S_t s-a folosit metoda calcinării probelor, iar pentru determinarea sulfului legat sub formă de sulfuri (S_{Fe} sau S_{Mn}), metoda dizolvării probei în acizi (metoda Şulte). Sulful elementar dizolvat S_{el} s-a obţinut prin diferenţă.

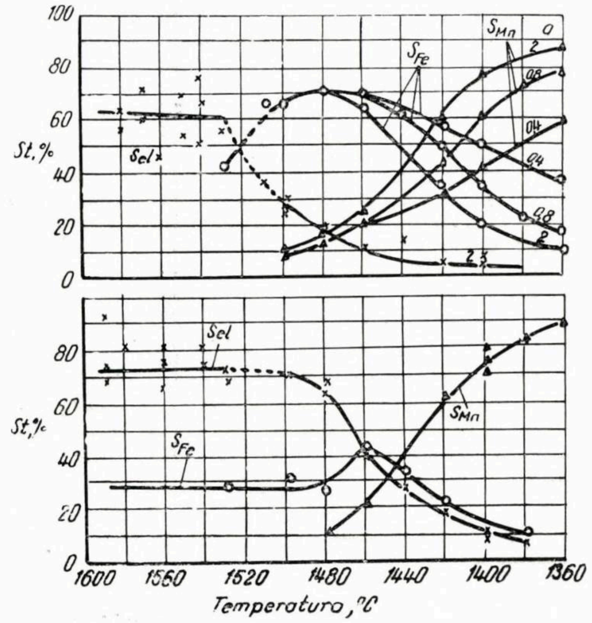


Fig. 1

În figura 1 se arată variaţia proporţiei de S_{el}, S_{Fe} şi S_{Mn} din S_t în funcţie de temperatură. Figura 1, *a* se referă la oţeluri cu 0,12 % S, iar figura 1, *b*, la oţeluri cu 0,033 % S (cifrele pe curbă indică conţinutul de mangan).

Rezultă că în oţelul lichid sulful se găseşte în cea mai mare proporţie (60 – 70 %) în stare elementară, dizolvat în fier. Cu cît conţinutul de sulf este mai mic, cu atît solubilitatea lui relativă în oţel este mai mare (fig. 1, *b*, faţă de fig. 1, *a*). Solubilitatea sulfului în oţelul lichid depinde puţin de temperatură şi de conţinutul de mangan în intervalul 0,4 – 2,0 % Mn.

În intervalul de solidificare 1 530 – 1 480°C se formează intens sulfuri de fier; sulful iese din soluţie (S_{el} se micşorează brusc) şi se repartizează mai mult sub formă de FeS (curbele S_{Fe}). La 1 480°C, 50 – 70 % din sulf se găseşte ca FeS.

În continuare, în perioada a doua în intervalul de solidificare (1 460 – 1 400°C) creşte pronunţat proporţia de MnS (curbele S_{Mn}), manganul înlocuind fierul din sulfuri. La 1 360°C aproape întreaga cantitate de sulf se găseşte sub formă de MnS; cu cît conţinutul de mangan este mai ridicat, cu atît este mai mare valoarea lui S_{Mn} (fig. 1, *a*).

Experimental s-a demonstrat că, în probele de oţel obţinute prin călire din stare lichidă, nu se constată sulfuri şi mai ales MnS, în timp ce în aceleaşi probe, însă recoapte la temperatură ridicată (1 260 – 1 300°C), deci imediat sub intervalul de solidificare, se constată numeroase sulfuri la limita grăunţilor.

Rezultă că sulfurile FeS şi mai ales MnS în oţeluri se formează în timpul solidificării şi imediat după aceasta.

Influenţa structurii metalului asupra rezistenţei la uzura prin abraziune. Popov V. C. şi Brîkov N. N. Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metallov, nr. 3, 1966, p. 25 – 26.

S-au cercetat posibilităţile creşterii rezistenţei la abraziune a plăcilor de uzură pentru matriţele cărămizilor refractare.

Uzura de 0,5 mm a plăcii determină rebutarea produselor refractare şi deci impune înlocuirea plăcii. Durata de lucru a plăcilor de uzură din oţelul 20 H, utilizat în fabricile de refractare, este în medie de 35 h.

S-au încercat plăci executate din alte oţeluri, comparativ cu plăcile din oţelul 20 H, precum şi plăci din oţelul 20 H după cementare şi diferite tratamente termice.

În ceea ce priveşte influenţa microstructurii oţelului 20 H cementat, călit şi revenit, s-a constatat că structura martensitică asigură obţinerea unor uzuri specifice mai mici şi deci este mai corespunzătoare.

În legătură cu influenţa austenitei reziduale, în cazul prezenţei acestui constituent în cantitate mai mare de 1 %, rezistenţa la uzură se micşorează.

Prin cercetările efectuate în cazul plăcilor de uzură din fontă-crom-molibden (3,16 % C; 0,36 % Si; 0,5 % Mn; 14,96 % Cr; 2,3 % Mo; 0,026 % S şi 0,045 % P), turnate în formă de nisip, s-a urmărit comportarea acestora fie în starea turnată, fie după recoacerea la 650°C timp de 2,5 h. În stare turnată fonta are microstructura formată din austenită şi carburi de tipul $(Cr, Fe, Mo)_7C_3$. După recoacere carburile nu se modifică, dar austenita se descompune complet.

Plăcile din fontă aliată, cu microstructură formată din austenită şi carburi, au o durabilitate de aproape 4 ori mai mare decît plăcile din oţelul 20 H după cementare şi călire. În cazul microstructurii formate din perlită şi carburi, durabilitatea este tot aşa de slabă ca şi a plăcilor din oţelul 20 H cementate şi călite.

Se presupune că comportarea mai bună a plăcilor cu microstructura formată din austenită şi carburi s-ar datora faptului că fisurile se formează mai greu în reţeaua γ decît în reţeaua α.

Rezistenţa de contact a oţelului cementat. Balter M. A. şi Turovskii M. L. Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metallov, nr. 3, 1966, p. 2 – 6.

S-a studiat rezistenţa la oboseala de contact a oţelului cementat, prin încercări la o maşină cu patru role, imitînd la suprafaţa rolelor condiţiile de lucru ale dinţilor roţilor dinţate.

Încercările probelor au fost împărţite pe etape, în cursul cărora proba încercată a fost supusă unui anumit număr de solicitări în aceleaşi condiţii. După fiecare etapă de încercare s-a determinat uzura radială pe calea de lucru a rolei, la fiecare 30°, şi microduritatea la 20 μ de la suprafaţa de frecare. Suprafeţele active au fost, de asemenea, studiate microscopic la grosismente de 10 şi 100 ori. S-au determinat şi tensiunile remanente de ordinul I pe suprafaţa activă.

Studiul influenţei structurii şi durităţii asupra rezistenţei de contact s-a efectuat pe oţelul 18H2N4VA tratat termic, după cementare, după trei variante: *1*) călire de la 850°C în ulei, revenire la 140°C (54 HRC); *2*) revenire la 650°C, călire de la 800°C în ulei, revenire la 140°C (59 HRC) şi *3*) călire de la 800°C în ulei, tratament cu frig la – 120°C, revenire la 140°C (63 HRC). Adîncimea stratului cementat a fost de 1,7 – 1,9 mm.

Rolele pereche de contact s-au executat din oţelul 20H2N4A cementat şi tratat termic la duritatea de 60 – 61 HRC.

Datele privind durabilitatea probelor încercate, stabilite pe baza a trei – patru încercări, cu rezultatele diferind cu mai puţin de 10 %, se prezintă în tabela 1.

Tabela 1

Nr. regimului	Schema prelucrării	Numărul de cicluri pînă la exfoliere
1	Tratament termic, şlefuire	1 359 000
2	Şlefuire, tratament termic	2 300 000
3	Tratament termic, şlefuire, ecruisare cu alice	945 000
4	Şlefuire, tratament termic, ecruisare cu alice	1 800 000
5	Tratament termic, şlefuire, polisare electrică	2 234 000
6	Tratament termic, şlefuire, ecruisare cu alice, polisare electrică	1 243 400
7	Tratament termic, şlefuire, rolare	3 026 000

Rezultatele cercetărilor au dus la concluziile expuse mai jos:

– În cazul şlefuirii înaintea tratamentului termic, care elimină influenţa negativă a şlefuirii (regimul 2), se obţine o rezistenţă de contact mai ridicată decît în cazul şlefuirii după tratament termic.

– Ecruisarea cu alice a suprafeţei şlefuite (regimul 4), deşi determină mărirea cu 2 – 2,5 ori a rugozităţii în comparaţie cu şlefuirea simplă (regimul 1), nu numai că nu micşorează rezistenţa de contact, ci, din contră, o întăreşte, datorită rolului substanţial al tensiunilor remanente de compresiune, provocate de ecruisaj.

– S-a stabilit că polisarea electrică după şlefuire are o influenţă pozitivă asupra rezistenţei de contact, deoarece prin aceasta s-ar elimina stratul subţire cu structură modificată la şlefuire.

– Cea mai importantă creştere a rezistenţei de contact s-a obţinut după rolare ($P = 1\,000$ kgf/mm^2, rolă cu raza profilului de 5 mm şi $S = 0{,}2$ mm/rot). Eficienţa mare a acestui procedeu de durificare este determinată de tensiunile de compresiune remanente şi de gradul înalt de fineţe a suprafeţei.

Fragilizarea oţelului austenitic la îmbinările sudate. Kristal M. A., Titenskii E. G. şi Sirenko T. A. Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metallov, nr. 1, 1966, p. 37.

Una din cauzele ruperii conductelor din oţeluri austenitice pentru instalaţii termoenergetice cu parametrii foarte înalţi este fluajul rosturilor. În cazul exploatării de durată lungă, se formează fisuri inelare şi reţea de fisuri pe îmbinările sudate ale conductelor.

În cadrul lucrărilor s-au analizat modificările structurii şi ale proprietăţilor oţelului 1H14N14V2M pentru conducte de abur în zona îmbinării sudate după exploatarea îndelungată la 580 – 585°C sub presiunea de 180 at. Diametrul exterior al ţevii a fost de 217 mm, iar grosimea peretelui, de 27 mm.

În stare livrată, structura oţelului este austenitică, cu granulaţie mai mică la exterior şi mai mare la interiorul peretelui, din cauza gradului diferit de recristalizare. S-a observat, de asemenea, și prezența izolată a unor faze în exces.

Pentru omogenizarea structurii și înlăturarea tensiunilor interne, în zona influenței termice a sudurii, porțiunea cu cordonul de sudură se încălzește la 1 000°C. Astfel, în zona din jurul cordonului se formează o structură cu grăunți echiaxiali de fază suprasaturată. La distanță de cordon se menține neomogenitatea structurii, care ar putea fi cauza producerii rețelei de fisuri.

După exploatarea de 18 000 h, în grăunții de lîngă cordon apar nuclee și subgrăunți cu linii de alunecare curbe și diferit orientate. În interiorul grăunților și la rosturi apar particule fin disperse de faze secundare. La distanță de cordon, liniile de alunecare sînt mai rare iar subgrăunții, mai mari.

După 24 500 h se observă coalescența fazelor în zona de graniță cu metalul topit. În zona influenței termice a sudurii, la distanța de 6—8 mm de sudură, se constată mărirea numărului de linii de alunecare și a particulelor disperse. La rosturile grăunților de ferită și ale particulelor mari de faze primare apar cîmpuri albe de ferită, formate prin descompunerea soluției γ la temperaturi înalte, presiune și vibrații. La distanță și mai mare de sudură, blocurile structurii sînt și mai mari, iar rosturile, mai groase.

După 50 000 h de exploatare, cantitatea de fază α crește sensibil în zona din apropierea sudurii (10—20 mm de limita cordonului) și scade repede la îndepărtarea de acest cordon. Lîngă fisuri, conținutul de fază α este mai mare, fapt care poate fi atribuit apariției tensiunilor foarte mari în aceste locuri.

Fazele principale care determină durificarea oțelului cercetat sînt carburile de tipul $M_{23}C_6$, în compoziția cărora predomină cromul și faza Laves $[Fe_2(W, Mo)]$.

Compoziția chimică a extraselor electrolitice se schimbă mult în funcție de durata de utilizare în exploatare a oțelului. După austenitizarea la 1 100°C, în compoziția acestor extrase s-au constatat numai urme de crom, wolfram, molibden și fier. Cantitățile de extrase și proporțiile (în greutate față de greutatea metalului dizolvat) cresc foarte mult (după 24 000 h de funcționare conținutul de crom crește cu mai mult de patru ori, de wolfram, de șase ori, iar cele de molibden și fier, de 3,0—3,5 ori). După datele altor cercetări (TNIITMAS) în absența tensiunilor, precipitarea acestor faze este mult mai slabă, ceea ce arată că presiunea și vibrațiile care acționează în timpul exploatării intensifică într-o mare măsură precipitarea fazelor secundare.

Aceste modificări în structură influențează caracteristicile mecanice ale oțelului, care se schimbă în funcție de durata exploatării și de distanța locurilor considerate față de cordonul de sudură. În tabela 1 se exemplifică aceste schimbări.

Tatela 1

Durata de exploatare, h	Porțiunea conductei	$\sigma_{0,2}$	σ_r	δ,	z,	K,	HB
		kgf/mm²		%		kgf/cm²	
După austenitizare	La 50 mm de cordonul de sudură	22	56	62	78	36,0	292
18 300	La 50 mm de cordonul de sudură	23	57	63	68	23,8	208
	Lîngă cordonul de sudură (1—2 mm)	25	58	62	66	22,1	254
24 500	La 50 mm de cordonul de sudură	36	66	42	61	21,5	258
	Lîngă cordonul de sudură (1—2 mm)	36	68	31	52	20,4	306

Cea mai mare durificare se produce lîngă sudură (la 1—2 mm de cordon).

Microduritatea austenitei în grăunte și la rosturile sale este diferită în cazul grăunților dispuși în apropierea cordonului de sudură. O dată cu creșterea duratei de exploatare, rosturile devin mai mari, dovedind slăbirea materialului în apropierea cordonului de sudură. Fisurile inelare apar și se propagă după aceste rosturi. Se presupune că apariția fisurilor este, printre altele, cauzată de fluajul rosturilor, care determină îngroșarea acestora, accentuată de precipitarea și coalescența fazelor în exces în timpul exploatării și formarea zonelor vecine moi.

Pentru evitarea apariției fisurilor în timpul exploatării, cordoanele de sudură trebuie tratate termic periodic. Prin încercări de laborator s-a stabilit că acest tratament termic trebuie să constea dintr-o încălzire la 1 050—1 100°C, timp de 1 h. După acest tratament dispar subrosturile, rosturile devin mai subțiri, fazele în exces din mijlocul grăunților și de pe rosturi intră în soluție, iar valorile caracteristicilor mecanice se apropie de cele inițiale.

Fragilitatea după revenire a oțelurilor crom-molibden-vanadiu. Dolinskaia L. A., Malțev V. F., Beilinova T. A., Hrivoșeeva A. A., Kosaia A. I. și Vașcilo T. P. Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metallov, nr. 3, 1966, p. 39—44.

Piesele executate din oțelurile 12 HIMF și 15HIM1F se caracterizează, adeseori, după normalizare și revenire, cu valori mici și neomogene ale rezilienței.

În alte lucrări s-a stabilit că oțelurile crom-molibden-vanadiu sînt susceptibile la fragilitatea de revenire, iar aceasta depinde de regimul de tratament termic prealabil, precum și de compoziția chimică a oțelului. Se știe, de asemenea, că viteza de răcire după revenire nu influențează reziliența oțelului.

În cadrul lucrării de față s-au expus rezultatele cercetărilor privind influența temperaturii de austenitizare, a vitezei de răcire după austenitizare și a temperaturii de revenire asupra structurii și proprietăților unor șarje cu compoziția chimică indicată în tabela 1.

Tabela 1

Marca oțelului	Nr. șarjei	Compoziția chimică, %				
		C	Mn	Cr	Mo	V
12H1MF	1	0,09	0,5	1,0	0,31	0,19
	2	0,10	0,7	1,1	0,27	0,25
	3	0,12	0,5	1,0	0,33	0,25
	4	0,15	0,5	1,0	0,25	0,16
	5	0,15	0,5	1,0	0,28	0,19
15H1M1F	6	0,13	0,5	1,1	1,02	0,20
	7	0,15	0,5	1,2	0,98	0,28

Austenitizarea s-a efectuat la 950 și 1 050°C cu durata de menținere la temperatura de 30 min și 2 h. Răcirea ulterioară s-a efectuat în diferite medii, cu viteze medii de răcire între 2 400 (apă) și 0,5°C/min (răcire controlată cu cuptorul).

După austenitizare probele au fost revenite la 400—800°C, din 50 în 50°C.

Probele tratate au fost supuse încercărilor mecanice, determinării forței coercitive, analizelor chimice. De asemenea s-a procedat la extragerea electrolitică a carburilor și analizelor chimice.

S-au constatat modificări sensibile ale caracteristicilor după revenirea oțelurilor 12H1MF și 15H1M1F la 500—700°C: micșorarea rezilienței, însoțită de creșterea rezistenței mecanice și a forței coercitive, ca urmare a durificării secundare.

Fragilizarea se manifestă după normalizare și călire. Recoacerea oțelului 15H1M1F elimină susceptibilitatea la revenire. Prezența bainitei în oțelul călit favorizează apariția fragilității după revenire. Oțelul cu structură ferito-perlitică nu este susceptibil la această fragilitate.

Principala cauză a fragilității de revenire a oțelurilor pentru cazane o constituie formarea carburilor în urma disocierii structurilor intermediare nestabile.

Structura produselor transformării intermediare depinde de temperatura de austenitizare și viteza de răcire ulterioară. Cea mai intensă fragilizare a oțelului se constată în cazul structurilor supraîncălzite. Formarea acestor structuri se evită prin coborîrea temperaturii de austenitizare și mărirea vitezei de răcire ulterioară la 50°C/min și mai sus, precum și prin micșorarea vitezei de răcire sub 2°C/min. Acești factori favorizează micșorarea susceptibilității oțelului la fragilitatea după revenire.

Cromalitarea. Genieys E. Traitement Thermique, nr. 19, 1966, p. 17—22.

Pentru rezolvarea problemelor ridicate de mărirea rezistenței la oxidare în condiții de temperatură foarte înaltă a pieselor pentru reactori aeronautici, Oficiul național de studii și cercetări aeronautice (Office National d'Etudes et de Recherches Aéronautiques — O.N.E.R.A.) din Franța a efectuat numeroase cercetări. Ca urmare, M. Galmiche a pus la punct de mai mulți ani procedeul de tratament termochimic de cromizare — cu difuziune de crom — și de cromalitare — cu difuziune simultană de crom — și de aluminiu. Puse la punct pentru industria aeronautică, aceste procedee se pot aplica în numeroase alte domenii și societatea franceză „Heurchrome" are licență exclusiv pentru Europa pentru procedeele O.N.E.R.A. de difuziuni metalice, care pot fi aplicate și la echipamentele termice, petrochimice etc.

Procedeul de cromalitare constă din încălzirea pieselor metalice la o temperatură de 850—1 100°C, în contact cu un mediu capabil să cedeze crom și aluminiu (în acest caz sub formă de halogenuri), într-o atmosferă de protecție pe bază de hidrogen ; prin descompunere halogenurile cedează metalele respective care difuzează în piesă. Halogenura de crom, prezentă inițial, începe să se descompună încă de la încălzire, cînd se atinge temperatura de 800°C, apoi progresiv intră în reacție cu aluminiul conținut de mediu, formînd halogenura de aluminiu care prin descompunere favorizează alitarea. Prin dozarea halogenurii de crom și a aluminiului din mediul de tratament termochimic, se poate obține un strat cu conținut de crom și de aluminiu variabil în adîncime, în funcție de proprietățile pe care trebuie să le aibă stratul cromalitat. În general, zona superficială a stratului conține 15—20 % Al, deci este o zonă numai alitată, iar sub aceasta stratul conține 3—4 % Cr și 10—15 % Al, fiind deci cromalitat ; stratul cromalitat are duritate foarte mare. Un asemenea strat asigură pieselor din oțel nealiat o rezistență la temperatură pînă la 1 050—1 100°C. Piesele din oțel aliat cu crom, cromalitate, rezistă la temperatură și mai ridicată,întrucît cromul existent în oțelul de bază frînează redifuzarea cromului din strat în timpul funcționării piesei la temperatură înaltă.

Ridicarea proprietăților stratului superficial prin cromalitare este pusă în evidență prin următoarele exemple :

— O piesă din INCONEL 713 cromalitată a fost încălzită la o temperatură de 1 450°C, corespunzătoare temperaturii de topire a acestui aliaj ; stratul cromalitat a rezistat, iar prin răcirea bruscă în apă piesa s-a deformat, rămînînd totuși întreagă, deși metalul de bază a fost topit, ceea ce demonstrează ductilitatea la cald a stratului cromalitat.

— Încercările de rezistență la exfoliere la cald, efectuate prin menținere timp de 100 h la 1 100°C și la 1 200°C cu epruvete din aliajele din tabela 1, au dat rezultatele din tabela 2, exprimate prin pierderea de masă, mg/cm ^{2}.

Cromalitarea epruvetelor din tabela 2 s-a efectuat la temperatura de 1 080°C timp de 4 h, iar în cazurile notate cu *b* s-a efectuat de două ori cromalitarea.

Rezultatele încercărilor prezentate în tabela 2 arată superioritatea proprietăților stratului cromalitat față de cele ale aliajului de bază, deși este cazul unor aliaje care au proprietăți superioare. Alte încercări arătate în articolul citat, efectuate prin menținerea epruvetelor în stare inițială și comparativ cromalitate 1 000 h la 900°C sau 500 h la 1 000°C în gaz de

Tabela 1

Grupa	Denumirea	Compoziția chimică, %								
		Cr	Ni	Co	Mo	W	Ti	Al	Fe	Alte elemente
Aliaje pe bază de fier	Multimet	20—22	7—21	81—21	2,5—3,5	2—3	—	—	restul	Nb + Ta = 0,75—1,25
	18/8	18	8	—	—	—	—	—	restul	—
Aliaje pe bază de nichel	Nimonic 75	20	restul	—	—	—	0,6	0,2	—	—
	Nimonic 100	10—12	restul	18—22	4,5—5,5	—	1—2	4—6	—	—
	Hastelloy X	22	restul	—	9	—	—	—	14—16	—
	T. D. Nickel	—	98	—	—	—	—	—	—	2 % Thorine în dispersie submicroscopică
	I.N. 100	9,5	restul	15	3	1	5	5,5	—	B = 0,02 ; Zr = 0,09
	Udimet 700	14—16	restul	17—20	4,5—5,5	—	2,75—3,75	3,75—4,75	⩽4	B = 0,025—0,035 Zr ⩽ 0,06
	SM 200	9	restul	10	—	12,5	2	5	—	Nb = 1 ; Zr = 0,8 ; B = 0,02
	Inconel 713	13,5	restul	1	3,8—5,2	—	0,5—1	5,5—6,5	⩽2,5	NB = 1,8—2,8 ; Zr = 0,05—0,15 ; B = 0,05—0,15
Aliaje pe bază de cobalt	HS 25	19—21	9—11	restul	—	14—16	—	—	3	—
	Z 24	carburi disperse	—	restul	—	—	—	—	—	—
	W 1 52	21	—	restul	—	11	—	—	2	Nb + Ta = 2
	SM 302	21,5	—	restul	—	10	—	—	1,1	Ta = 9 ; Si = 3 ; Zr = 3 ; B = 0,1

Tabela 2

Materialul	100 h la 1 100°C		100 h la 1 200°C	
	În stare inițială, mg/cm²	După cromalitare, 4h, mg/cm²	În stare inițială, mg/cm²	După cromalitare : $a = 4h$; $b = 2 \times 4$ h/mg/cm²
18/8	58,0	2,5	distrusă după 20 h	*a* — distrusă după 4—5 h *b* = 15,0
Nimonic 75	12,5	1,5	59,0	*a* = 6,0 *b* = 4,5
Nimonic 100	40,0	4,0	distrusă după 30 h	*a* = 10,0 *b* = 8,0
Hastelloy X	10,0	1,5	distrusă după 50 h	*a* = 4,5 *b* = 5,0
HS 25	65,0	8,5	distrusă după 20 h	*a* = distrusă după 60 h *b* = 14,0 (coroziuni locale)
Multimet	78,0	4,5	distrusă după 20 h	*a* — distrusă după 50 h *b* = 11,0 (început de coroziune)
Z 24	distrusă	11,0	—	—
T. D. Nickel	65,0	1,2	aproape distrusă	*a* = 6,5
SM 302	49,0	5,5	distrusă după 20 h	*b* = 13,5 (început de coroziune după 75 h)
WI 52	187,0	7,0	aproape distrusă	*b* = 15,0 (început de coroziune după 75 h)
SM 200	54,0	1,5	aproape distrusă	*a* = 7,5
IN 100	170,0	1,5	distrusă după 20 h	*a* = 5,0
Inconel 713	21,0	2,0	distrusă după 20 h	*a* = 5,5
Udimet 700	19,0	2,5	distrusă după 20 h	*a* = 6,0

Tabela 3

Materialul	1 000 h la 900°C		500 h la 1 000°C	
	În stare inițială, mg/cm²	Cromalitat 4 h la 1 030°C, mg/cm²	În stare inițială, mg/cm²	Cromalitat 4 h la 1 080°C, mg/cm²
A.T.G.W.I.A.	21,0	1,5	28,0	2,5
18/8	aproape distrusă	2,5	distrusă	4,5
Multimet	5,0	2,5	8,0	3,0
HS 25	9,0	2,5	15,0	3,0
Nimonic 75	8,5	2,0	10,0	2,5
Nimonic 100	12,0	1,5	29,0	3,5
S.E.L. 15	—	—	22,0	3,5

combustie cu un conținut de 4% S au dus la rezultatele prezentate în tabela 3.

Aplicarea procedeului de cromalitare are o largă diversitate. În cazul în care se cer pieselor caracteristici mecanice ridicate la temperatură înaltă, constructorul poate rezolva mai ușor această problemă, lăsînd ridicarea rezistenței la oxidare pe seama cromalitării, iar dacă nu se cere decît rezistența la oxidare la cald se pot folosi oțeluri nealiate și cromalitate. Procedeul de cromalitare O.N.E.R.A. se aplică în Franța la un mare număr de camere de combustie la turboreactoare aeronautice. În domeniul echipamentului termic, societatea Heurtey construiește în prezent un cuptor pentru cromalitarea a zeci de tone de oțel refractar. Este în studiu aplicarea cromalitării la piese de cuptoare de cracare în petrochimie. Se aplică la arzătoare pentru cazane și este în curs de extindere.

Cromalitarea trebuie să se dezvolte pentru satisfacerea imperativelor industriei moderne ca exigență și preț de cost.

A. Szpilevicz A. **Projektowanie Koksowni — Wydownictwo „Slask"** (Proiectarea cocseriilor). Katowice, Editura Silezia, 1964, 527 pagini, 88 referiri bibliografice.

Cartea „Proiectarea cocseriilor", scrisă de cunoscutul inginer polonez dr. Alexandru Szpilewicz, vine să completeze un gol nu numai al literaturii tehnice poloneze, ci şi al celei mondiale, aceasta fiind prima încercare de a reda în mod sistematic, organizat, problemele fabricării cocsului metalurgic din punctul de vedere al proiectantului.

Cartea cuprinde zece capitole.

În primul capitol se tratează în mod complex şi critic diferitele scheme posibile ale planului general al unei uzine cocsochimice, în funcţie de teren, aşezarea relativă faţă de combinatul siderurgic pe care-l deserveşte şi transportul intra şi extrauzinal. Se arată indicii de utilizare relativă a terenului, în funcţie de capacitatea proiectată pentru fiecare schemă de plan general. Se dau, sub formă de planşe, planurile generale ale celor mai recente cocserii din Anglia (Murton şi CWM). Ca o lipsă a acestui capitol, ca de altfel şi a celorlalte, semnalăm netratarea problemelor de pază contra incendiilor şi a celor de securitatea muncii, în legătură cu planul general al uzinei.

În capitolul 2 se analizează problemele privind primirea cărbunilor, depozitarea lor, concasarea, dozarea şi amestecarea, turnurile de cărbuni. Sînt tratate, de asemenea, diversele instalaţii de transport şi utilajele aferente secţiei de pregătire a cărbunilor. La primirea şi depozitarea cărbunilor se discută pe larg tehnologia de descărcare (gropi de cărbune sau culbutoare) şi depozitarea cărbunilor (depozite descoperite sau acoperite). Dacă depozitele descoperite sînt tratate pe larg şi critic, nu acelaşi lucru se poate spune şi despre cele acoperite, care devin din ce în ce mai utilizate în cadrul uzinelor cocsochimice. Pe larg sînt tratate instalaţiile de concasare, dozare şi amestecare a cărbunilor, fără însă a se aminti nimic despre metodele noi de preparare a cărbunilor pentru cocsificare.

De asemenea, credem că ar fi fost binevenită o discuţie privind interdependenţa între proprietăţile cărbunilor, metodele de preparare utilizate şi sistemul de încărcare al cuptoarelor.

În capitolul „Secţia de cocs" se tratează, din punct de vedere tehnologic, ansamblul turn de cărbuni — baterii de cocsificare, turn de stingere — rampă de cocs şi sortare a cocsului, descriindu-se amănunţit caracteristicile principale ale utilajelor folosite. Se subliniază tendinţa nouă de construire a cuptoarelor de mare capacitate, dar nu se discută critic avantajele şi dezavantajele cuptoarelor cu distribuţie inferioară a gazelor sau cu distribuţie laterală. De asemenea, este tratată foarte sumar instalaţia de stingere uscată a cocsului, iar despre o serie de instalaţii noi (de exemplu curăţarea hidraulică a colectoarelor) nu se pomeneşte nimic.

Capitolul 4 tratează bilanţul termic al cuptoarelor de cocs şi calculul termic şi hidraulic al cuptoarelor şi elementelor lor componente.

În capitolul 5 sînt tratate maşinile secţiei de cocs, punîndu-se un accent pe mecanizarea operaţiilor grele şi pe automatizarea deservirii cuptoarelor. Se dau graficele de lucru ale maşinilor şi elementele de care trebuie să se ţină seamă în momentul în care se dau temele pentru utilaje.

În capitolul 6 sînt tratate aparatele şi procedeele părţii chimice a cocseriei, grupate pe criteriul proceselor unitare. Tratarea are un caracter descriptiv, fiecare proces unitar avînd o introducere teoretică, urmată de descrierea aparatelor mai des întîlnite în uzinele cocsochimice, şi se încheie cu cîte o tabelă cuprinzînd caracteristicile principale şi datele importante de calcul ale aparatelor.

Bilanţurile termice şi materiale ale aparatelor din sectorul chimic constituie obiectul capitolului al 7-lea, în care, pe exemple concrete de proiectare, se arată dimensionarea aparatelor principale. În multe cazuri se face o dimensionare comparativă a utilajelor vechi, clasice, cu cele moderne, subliniindu-se superioritatea şi economicitatea soluţiilor moderne.

Schemele tehnologice utilizate la captarea subproduselor şi prelucrarea lor sînt tratate în capitolele 8 şi 9. Din păcate aceste două capitole lasă impresia că sînt tratate în grabă, cu un caracter în general descriptiv şi merg pe linia proceselor deja încetăţenite, însă nu cele mai noi. Nu se discută comparativ schemele, în privinţa consumatorilor, specifice de utilităţi şi forţe de muncă, iar o problemă importantă pentru secţiile chimice, ca coroziunea, este neglijată.

Capitolul 10 tratează problemele uzinale generale, ca: reţele şi gospodăria termoenergetică, electrică, hidrotehnică, cît şi problemele constructive ale cocseriei.

Considerăm că ar fi fost necesară introducerea în carte a unui capitol economic, în care să se trateze atît rentabilitatea producţiei cocsochimice în general, cît şi a diferitelor produse, arătîndu-se consumurile specifice care se realizează şi căile de reducere a lor. Tot în acest capitol s-ar fi putut introduce date primare de proiectare, ca: coeficienţii de transfer de căldură, diversele consumuri de utilitate pe diferite operaţii, cifre normative şi de control etc.

Deşi cartea are lipsurile semnalate mai sus, este totuşi un îndreptar preţios în munca proiectanţilor. Merită subliniat stilul concis şi clar folosit de autor, bogata ilustrare grafică a lucrării şi calitatea ei superioară, fapt care ne face să o recomandăm tuturor lucrătorilor din industria cocsochimică.

Dr. ing. *V. Cândea*

Studii şi cercetări de metalurgie, nr. 1, 1966, Bucureşti, Editura Academiei R. S. România.

Revista cuprinde articole din următoarele domenii: prepararea minereurilor şi materiale auxiliare, metalurgie extractivă, metalurgie fizică, încercări de materiale metalice, probleme metalurgice ale sudării.

În lucrarea „Proprietăţi reologice şi eficienţa separării la prepararea în suspensii grele", autorul C. Pandelescu a stabilit — în urma verificărilor experimentale — un mod de apreciere prealabil privitor la aplicarea metodei de separare în suspensii grele, în cazul unui anumit material. Cercetările executate arată importanţa pe care o prezintă noţiunea de tensiune tangenţială limită pentru tehnica preparării în suspensii grele.

În lucrarea „Influenţa reactivilor regulatori asupra flotării unor minerale de metale rare cu oleat de sodiu", autorul P. Ilie studiază acţiunea diferiţilor reactivi regulatori asupra flotării monozitei, piroclorului, zirconiului şi microclinului cu oleat de sodiu, arătînd că silicatul şi sulfura de sodiu acţionează selectiv în sărurile metalelor polivalente, reduc flotarea mineralelor utile şi favorizează flotarea microclinului.

În domeniul metalurgiei extractive, I. Tripşa şi M. Costescu publică lucrarea „Cercetări privind influenţa retopirii electrice sub zgură asupra calităţii oţelurilor de rulmenţi". Pe baza rezultatelor obţinute, autorii au ajuns la concluzia că oţelul de rulmenţi retopit sub zgură are o compactitate înaltă; segregaţiile de carburi se reduc la punctaje minime iar granulaţia austenitică devine mai uniformă; punctajul de incluziuni nemetalice se reduce calitativ.

Din acelaşi domeniu face parte şi lucrarea „Interacţiunea dintre fazele solide în procesul oxidării sulfurilor metalelor grele" de E. Pincovischi şi A. Zaharia. Autorii studiază condiţiile în care interacţionează diferitele faze solide care pot apărea în procesul oxidării sulfurilor metalelor grele atît dintre produşii de reacţie ai sulfurilor simple, cît şi dintre produşii care se formează în cazul oxidării sistemelor complexe de sulfuri.

În domeniul metalurgiei fizice, N. Sassu prezintă lucrarea „Influenţa temperaturii de revenire asupra proprietăţilor mecanice şi structurii cristaline fine ale oţelurilor după tratamentul termomecanic la temperaturi superioare". Autorul arată că tratamentul termomecanic la temperaturi superioare micşorează influenţa temperaturii de revenire asupra caracteristicilor de rezistenţă.

Din domeniul „Încercări de materiale metalice" face parte lucrarea „Despre desfăşurarea penetrării la încercările statice de duritate" de M. Raţiu. Printr-o serie de încercări de duritate, pe plăcuţe etalon, executate cu aparatele cu încărcare directă cu program, s-a urmărit influenţa variaţiei condiţiilor cinematice asupra mărimii durităţii.

În domeniul „Probleme metalurgice ale sudării", T. Sălăjean, M. Iliescu şi Fr. Bär publică articolul „Asupra concentraţiei de saturaţie a picăturilor de metal topit la sudarea cu arcul electric sub fluxuri ceramice". În partea teoretică a lucrării s-au dezvoltat două metode pentru determinarea dreptei concentraţiilor de saturaţie, s-a introdus noţiunea de concentraţie neutră şi s-a stabilit legătura fenomenologică dintre concentraţia de saturaţie şi concentraţia în crestătură; cele stabilite teoretic au fost confirmate practic.

Revista mai cuprinde lucrarea de sinteză „Stadiul actual al cercetărilor în domeniul uzurii. Evoluţia concepţiilor asupra fenomenului frecării", precum şi trei recenzii ale unor valoroase lucrări tehnice româneşti şi străine.

REVISTA REVISTELOR

Stahl und Eisen nr. 10, 1966: Din lucrările Asociaţiei siderurgilor din R. F. Germană, în anul 1965; Extrase: Curentul de cavitaţie într-un rotor de pompă centrifugă; Tratarea prealabilă şi extruziunea la rece a pieselor pentru solicitări ridicate la oscilaţii de durată; Contribuţii la chimia siderurgică, combustibili gazoşi (1954—1962); Observaţii critice cu privire la cunoştinţele patologilor asupra problemei cancerului bronhial.

Nr. 11, 1966: Dezvoltarea oţelurilor sudabile de înaltă rezistenţă pentru construcţiile de oţel, utilizarea şi prelucrarea lor; Stabilitatea oţelurilor de înaltă rezistenţă, influenţa condiţiilor de sudare asupra comportării materialului; Contribuţii termotehnice privind progresele în deformarea plastică şi tratamentul termic dintr-o uzină de oţeluri speciale; Extrase: Producţii ridicate ale furnalelor înalte japoneze; Cale electrică suspendată pentru deservirea unui convertizor într-o oţelărie cu insuflare de oxigen; Instalaţii de laminare pentru programe de laminare cuprinzătoare; Influenţa lăţimii probei şi a mărimii secţiunii ei asupra rezultatelor încercării de rezilienţă; Contribuţii la chimia siderurgică, cercetarea lubrifianţilor (1954—1962); Lucrări ale Institutului de chimie spectrală şi spectroscopie aplicată din Dortmund.

Nr. 12, 1966: O nouă metodă de lucru la laminarea la cald şi la rece a benzilor de oţel cu conţinut mai ridicat de carbon; Despre repartizarea presiunii în focarul de deformare la laminarea la rece a benzilor cu şi fără întindere longitudinală; Încercări privind măsurarea magnetică a durităţii mecanice a benzilor laminate la rece cu grosimea sub 0,5 mm; Despre dezvoltarea preţului la produsele feroase în evul mediu; Extrase: Acoperirea oţelului cu mase plastice (I). Procedee pentru acoperire cu mase plastice a benzilor şi tablelor de oţel; Determinarea comparativă a gradului de dresare a tablelor din oţel moale prin fotografii roentgen de reflectare; „Lucrător siderurg specialist", o nouă profesiune; Hotărîrile „Zilei inginerului german" din 1966; Conferinţa internaţională a metalurgiei pulberilor din 1965 de la New York.

Neue Hüte nr. 5, 1966: Stadiul producţiei mondiale de cositor: Partea I: Producţia, consumul şi condiţiile pieţii pentru metalele neferoase mai importante, cu privire specială asupra cositorului; Contribuţii la obţinerea pe cale hidrometalurgică a nichelului din minereuri de silicaţi; Partea a II-a; Tratarea cu leşie a materialelor cu conţinut de nichel; Cercetări privind clorurarea minereurilor de ilmenită din Egipt; Cercetări privind decuprarea apelor de spălare din procesul de producţie a mătăsii cuprice artificiale; Bazele teoretice ale laminării oblice; Influenţa retopirii asupra posibilităţii de polizare a oţelurilor; Contribuţii la problemele privind formarea grăunţilor grosolani în ţevile de cupru, obţinute prin extruziune; Despre relaţia dintre fierul ε hexagonul şi martensita ε hexagonală în oţelurile austenitice; Consideraţii metalografice privind curgerea metalelor la temperaturi ridicate; Relaxarea oţelurilor refractare; Despre formarea, măsurarea şi interpretarea diferenţelor de potenţial în argilele supuse uscării; Căldura molară a magneziului cu conţinut de H şi S în domeniul de temperatură între 20 şi 300°K; Instalaţia nouă VŽKG de omogenizare pentru uzine siderurgice din R.S.C.S.; Colocviu despre forme speciale de coroziune.

Nr. 6, 1966: Tendinţele de dezvoltare a materialelor metalice; Influenţa preţului, pîrghie economică, şi a beneficiului asupra producţiei de oţel în R.D.G.; Prelucrarea minereurilor de ilmenit egiptene printr-un proces combinat de topire şi de clorurare; Tendinţele de dezvoltare ale materialelor sinterizate speciale; Contribuţie la determinarea incluziunilor oxidice în oţeluri; Difuziunea carbonului în oţelurile compound (bimetale); Cercetări privind oxidarea internă la cuprul cu adaosuri mici de magneziu; Încercări de relaxare la temperaturi variabile; Influenţa niobiului, titanului şi borului asupra proprietăţilor de refractaritate ale unui oţel Cr-W-V; Cercetări privind rezistenţa la coroziune în soluţii de săruri a unui oţel cu conţinut de 13 % Cr; Cercetări privind starea de tensiune proprie în corpurile turnate: Contribuţie la aplicarea proceselor de clorurare în metalurgie; Aliaje Cu-Cr-Zr pentru electrozi de sudură; Aliaje speciale de cupru; Problema economică a industriei siderurgice.

Cast Metals Research Journal. Editată de Societatea Americană a Turnătorilor (A.F.S.), revista publică lucrări de cercetări tehnico-ştiinţifice efectuate în diferite părţi ale lumii, în domeniile turnării aliajelor feroase şi neferoase (proprietăţi, structuri, procese de modificare). Se prezintă, de asemenea, informări asupra activităţii de cercetare din principalele institute şi laboratoare de turnătorie. Revista apare de patru ori pe an şi este editată de Editorial Board.

Vol. 1, nr. 1, iunie, 1965: Fenomenele de precipitare în aliajele de aluminiu cu peste 9 % Mg; Repartizarea plumbului în corelaţie cu formele anormale de grafit în fontele cenuşii; Profilul intern optim al cubiloului; Compararea modelelor calculate şi experimentate pentru studiul solidificării pieselor din oţel.

Vol. 1, nr. 2, septembrie, 1965: Probele de albire pentru controlul calităţii fontelor cenuşii şi cu crustă dură; Identificarea macroincluziunilor de la suprafaţa pieselor turnate; O nouă metodă de modificare a aliajelor Al-Si; Netezimea suprafeţei pieselor turnate şi stabilirea metodelor de măsurare a ei; Comparaţia posibilităţilor metalurgice ale cubilourilor cu aer cald şi cu aer rece.

Vol. 1, nr. 3, decembrie, 1965: Studiul electronic cu microprobe al repartizării elementelor în fontă cu rezistenţă ridicată aliată cu wolfram şi molibden; Imperfecţiunile nodulilor de grafit în fonte; Sistemele de alimentare; Reacţiile dintre fier şi alumină la temperaturile de turnare ale oţelurilor.

Vol. 2, nr. 1, martie, 1966: Finisarea grăuntelui primar în oţeluri la topirea în vid; Determinarea structurii cristaline și fizice a căptușelii acide pentru cuptoarele de inducție; Germinarea heterogenă a grafitului nodular; Determinarea coeficienților de repartizare solid-lichid la turnarea centrifugală.

Liteinoe proizvodstvo nr. 6, 1966: Sarcinile principale în domeniul turnării metalelor în cincinalul curent; Oțelul inoxidabil VNL—1, de înaltă rezistență; Influența temperaturii de turnare a formelor cu sticlă solubilă asupra calității suprafeței pieselor din oțel; Influența elementelor rare pămîntoase asupra proprietăților oțelului slab aliat, elaborat în cuptor electric acid; Arderea manganului în cubilou; Mărirea preciziei de dozare a materialelor pentru încărcătură; Factorii prețului de cost al pieselor din oțel turnat în forme cu modele fuzibile; Din experiența exploatării cubilourilor din turnătoriile de tuburi; Linie automată de uscare a miezurilor în cuptor de tip SKV; Influența greutății și a structurii încărcării utile asupra regimului de lucru al mecanismului de vibrare al mașinilor de formare. Cauzele formării suflurilor în chiulasele motorului DT—54; Despre mecanismul influenței elementelor asupra grafitizării fontei; Acțiunea comună a elementelor activ superficiale asupra centrilor de grafitizare din fonta maleabilă; Despre neutralizarea influenței cromului din fonta maleabilă; Efectul roentgenografic în cazul tratării fazei carbidice din fontă albă prin radiație; Micșorarea rezistenței fontei prin iradiere cu neutroni; Rolul presiunii de cristalizare în apariția dilatării inițiale la fonte; Calculul volumului metalului cristalizat; Gazele în aliajele de cupru; Reglarea temperaturii formei pentru turnarea sub presiune; Legătura dintre viscozitatea și fluiditatea topiturilor de silicați; Liant nou pentru miezuri complexe; Scurtarea ciclului de uscare a miezurilor executate cu liant KO, cu ajutorul unor adaosuri mici de săruri în amestecul de miez; Cuptor electric cu creuzet pentru aliajele de aluminiu cu rezistențe din benzi de nicrom; Utilizarea liantului KO; Cuptor cu gaze pentru topirea aliajelor de aluminiu; Turnarea și solidificarea aliajului refractar pe bază de nichel, în vid; Dispozitive pentru turnarea sub presiune; Particularitățile tehnologiei de turnare a pieselor mari din fontă în cochilii; Despre reacția dintre oțelul manganos lichid cu căptușeala oalelor și silicea din forme; Tăierea electrică și cu gaze în cazul turnării continue a tuburilor.

Traitement Thermique nr. 19, 1966: Cromalitarea; Măsurarea temperaturilor cu aplicare practică în tratamentul termic (Termocuplele și montarea lor); Îndrumări practice elementare în metalurgie și tratament termic (Recoacerea); Principiile de bază ale tratamentului termic al oțelurilor (oțeluri carbon de construcție); Procedee care modifică proprietățile stratului superficial al sculelor (Oxidarea, fosfatarea, sulfizarea, acoperirea cu bisulfură de molibden, acoperirea cu carbură de titan, cromarea dură, cementarea, nitrurarea în baie de săruri); Este necesară decălirea filetului pieselor călite (Caz concret).

Nr. 20, 1966: Influența vitezei de încălzire la revenirea oțelului călit; Influența temperaturii de răcire la călire; Măsurarea temperaturilor cu aplicare practică în tratamentul termic (Aparate de măsură pentru forța electromotrice termoelectrică); Îndrumări practice elementare în metalurgie și tratament termic (Încercarea prin scînteie); Principiile de bază ale tratamentului termic al oțelurilor (Oțeluri carbon de construcție); Procedee care modifică proprietățile stratului superficial al sculelor (Depunerea straturilor de metale speciale și de carburi); Dificultăți de broșare a pieselor din oțel semidur călit și revenit (Caz concret).

INDEX DE AUTORI

Alexinschi Tatiana . . . . p. 577
Ankab K. M. . . . . p. 600
Avram C. . . . . p. 555

Balter M. A. . . . . p. 602
Barbu I. . . . . p. 549
Beilinova T. A. . . . . p. 603
Bidulia P. N. . . . . p. 600
Brîkov N. N. . . . . p. 602

Ceskis H. I. . . . . p. 601
Corciovei Emilia . . . . p. 549
Cosneanu C. . . . . p. 563
Costescu Doina . . . . p. 574

Dolinskaia L. A. . . . . p. 603

Falk E. . . . . p. 549
Fota M. . . . . p. 589

Genieys E. . . . . p. 604
Ghirșovici N. G. . . . . p. 597
Guran M. . . . . p. 555

Hrivoșeeva A. A. . . . . p. 603

Ionescu Gh. I. . . . . p. 574

Konovalov A. T. . . . . p. 600
Kosaia A. I. . . . . p. 603
Kristal M. A. . . . . p. 602
Kurbatov M. I. . . . . p. 597

Malțev V. F. . . . . p. 603
Metsumoto H. . . . . p. 599
Mihălcescu Marieta . . . . . . p. 579
Mochizuki N. . . . . p. 599
Moldovan T. . . . . p. 577
Mullin J. G. Mc. . . . . . . p. 600
Murafa Iudith . . . . p. 579

Oprea Sanda . . . . p. 591

Parasiuk P. F. . . . . p. 597
Popescu V. I. . . . . p. 571
Popov V. C. . . . . p. 602
Pridvornic M. . . . . p. 583
Ptașkin M. F. . . . . p. 600

Romanciuc I. . . . . p. 581

Sadreev B. A. . . . . p. 600
Saramutin V. I. . . . . p. 601
Segărceanu T. . . . . p. 555
Sofroni L. . . . . p. 559
Speranskii B. S. . . . . p. 597
Steinbergs L. P. . . . . p. 597
Steven G. . . . . p. 600
Szpilevicz A. . . . . p. 606

Șirenko T. A. . . . . p. 602
Ștefănescu I. . . . . p. 549
Șulte O. E. . . . . p. 600

Titenskii E. G. . . . . p. 602
Toma I. . . . . p. 559
Turovskii M. L. . . . . p. 602

Văcărescu N. . . . . p. 555
Vașcilo T. P. . . . . p. 603
Veiser I. . . . . p. 567

Wallace I. F. . . . . p. 596
Weissman Ileana . . . . p. 579
Wieser P. F. . . . . p. 596

BLASBERG GALVANOTECHNIK

un factor pentru finisajul rațional

Livrează:

Automate, instalații și aparate pentru toate procesele chimice și electrolitice ale galvanotehnicii.

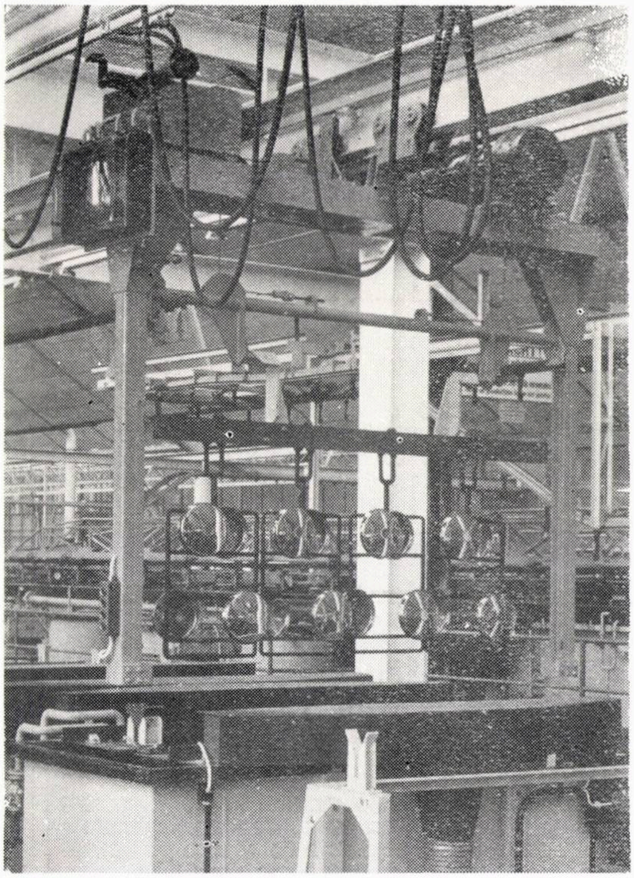
Procedee de înaltă productivitate și preparate pentru tratamentul chimic și electrolitic al suprafețelor metalelor și materialelor plastice.

Cereți informații asupra procedeelor moderne și asupra instalațiilor, prin instrucțiunile gratuite.

BLASBERG

Îndrumează în domeniul cercetărilor și al practicii.

Fotografia alăturată reprezintă o instalație de galvanizare complet automatizată, pentru acoperiri lucioase cu cupru, cu nichel și cu crom.



Blasberg

Friedr. Blasberg Solingen
Gmbh & Co. KG
Fabrică specială pentru tehnica galvanizării
565 Solingen-Merscheid
Tel. (02122) 78061
FS 08514835
Republica Federală Germană

DIN CUPRINSUL Nr. 11/1966

Niederkorn I., Slivneanu Iulia și *Craiu Viorica* : **Contribuții la obținerea staniului de înaltă puritate.**

Cosneanu C., Landes V. și *Sofroni L.* : **Influența componenților asupra proprietăților tehnologice ale amestecurilor de formare fluide cu autoîntărire.**

Barbu I. și *Reinhorn Gabriela* : **Reactivitatea cocsului „în bucată".**

Poeniță V. și *Belei Gh.* : **Considerații asupra posibilităților de utilizare în turnătorii a amestecurilor cu lianți pe bază de rășini furanice care se întăresc la rece.**

Suceveanu Gh., Ionescu D. și *Haltrich K.* : **Cercetarea și aplicarea procedeelor de cementare și carbonitrurare prin picurare.**

Urseanu A. și *Scutu V.* : **Inlocuirea cocsului clasic cu cocs de fluidizare în producția de aglomerat la Combinatul siderurgic — Reșița.**

Munteanu P. : **Contribuții la calibrarea profilelor T3 și T4 (Stas 566—49).**

Bireescu L., Dragoe Gh. și *Haidenreich R.* : **Metodă macroscopică de atac cu amestec de acizi.**

Raszillier Veturia : **Determinarea spectrală a aluminiului din oțel nealiat.**

Wanyorek C. : **Bazele metalurgice ale remanierii prin sudare electrică a pieselor turnate din oțel.**

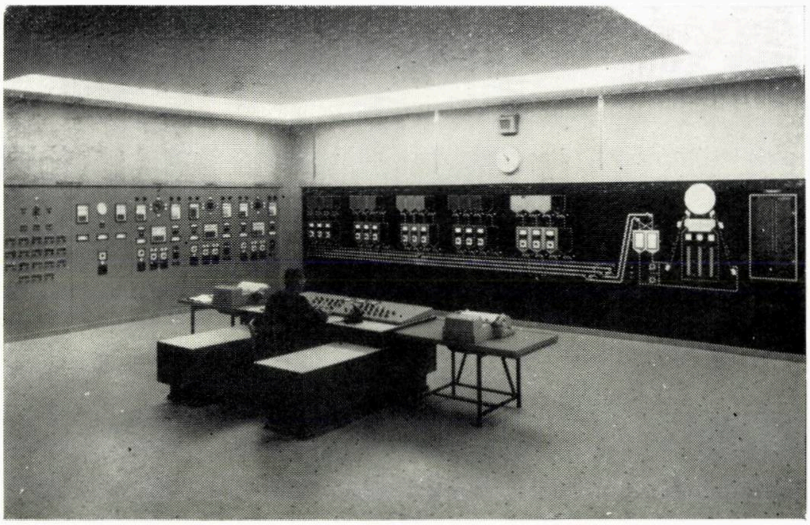
Pilly N. : **Din trecutul producției de fontă.**

SIEMENS

CÎNTARE AUTOMATE

Tendințele spre automatizarea proceselor de producție industriale duc la rezultate continuu înnoite în legătură cu dezvoltarea aparatelor și instalațiilor pentru tehnica de măsurare și reglare:
Aparatele de măsură verificate se completează cu ajutorul dispozitivelor pentru valorificarea automată a rezultatelor măsurării; Sistemele superioare de conducere a proceselor cu calculatoare electronice extind sistemele electrice și pneumatice de reglare și de comandă; Procesele discontinue pot fi automatizate în mare măsură cu ajutorul aparatelor de semnalizare procesuală și de comandă). Instalațiile de telemăsură și telecomandă raționalizează transportul de energie în rețelele de alimentare larg ramificate pentru electricitate, gaz și ulei.
Relativ nouă este utilizarea cîntarelor electromecanice, în mare măsură fără întreținere, pentru determinarea greutăților în cursul procesului de fabricație. Cu ajutorul lor se deschid, la supravegherea proceselor, posibilități noi și considerabil mărite. În special în condiții grele de exploatare, ca de exemplu în industria siderurgică, aceste cîntare robuste și insensibile la impurități s-au impus în ultimii ani. Pînă acum au fost executate în tehnica de cîntare SIEMENS, pe lîngă vagoane-cîntar pentru deșeuri, mangan, lingouri și sleburi, cîntare-buncăr de minereu și cocs pentru dozarea șarjei și pentru toate adaosurile utilizate la convertizoare (inclusiv praf de calcar și adaosurile de aliaj). Pe lîngă acestea au fost executate cîntare pentru toate macaralele de transport, ca de exemplu, macarale de mixaj și de deservirea convertizoarelor, macarale din turnătorii și macarale pentru cuptoare adînci și o serie de cîntare-platformă. Reprezentarea analogă și digitală a rezultatelor de măsură în formă de greutate brută sau netă, tară, sumă sau diferență de greutăți, eficiență sau cantitate de extracție, poate fi realizată la orice distanță de la locul măsurat. Cu ajutorul unor căi de transmisie adecvate (cabluri, unde herțiene, bucle inductive) valorile de măsură electrice pot fi conduse împreună cu alte mărimi importante pentru conducerea procesului la centralele de prelucrarea valorilor de măsură, în vederea conducerii și supravegherii procesului.

Sală de comandă a unui furnal cu încărcare programată. Greutățile determinate cu ajutorul a 17 cîntare-buncăr electromecanice lucrînd automat sînt înregistrate după sortimente de o mașină contabilizatoare. Consumul se determină automat pentru fiecare sortiment în parte la sfîrșitul schimbului



Universalitate tehnică.

În întreprinderile SIEMENS lucrează 257 000 persoane în toate domeniile tehnicii de telecomunicație, a tehnicii de curent de înaltă tensiune și a tehnicii de măsurare și reglare, de la producția de tranzistoare pînă la construcția de reactoare, de la electromotorul de serie pînă la centrala digitală electronică. Cercetătorii și inginerii se străduiesc permanent de a exploata cele mai noi rezultate de cercetare, ca și experiențele practice obținute pe un sector anumit și pentru toate celelalte sectoare.

Această universalitate a întreprinderilor SIEMENS pe întregul domeniu al electrotehnicii — un semn caracteristic al succesului lor întreprinzător — este importantă pentru fiecare client; fiecare instalație construită, fiecare aparat produs în uzinele SIEMENS, conține suma tuturor experiențelor adunate și exploatate zilnic într-o întreprindere atît de multilaterală.

Aceasta înseamnă:

Dacă e vorba de construirea unei centrale digitale electronice sau de dezvoltarea unui antrenaj special, de construirea unei centrale electrice, de automatizarea unei fabrici de laminate ori de mărirea unei rețele de telecomunicație — oriunde este vorba de electrotehnică — în întreprinderile SIEMENS stă la dispoziție oricînd o echipă de colaboratori calificați.

SIEMENS & HALSKE AG

7500 KARLSRUHE
RHEINBRÜCKENSTRASSE 50
REPUBLICA FEDERALĂ GERMANĂ

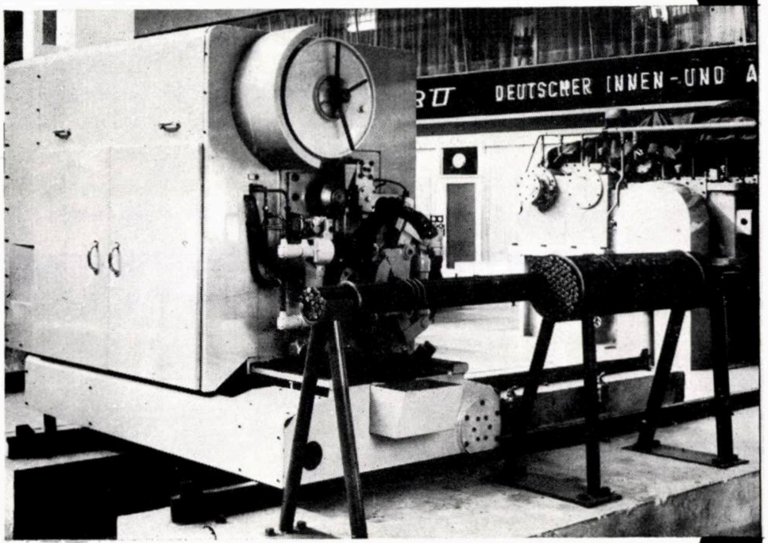
Maşină de legat bare

tip 100/250

Se foloseşte la legarea colacilor de sîrmă şi a pachetelor de bare cu secţiunea rotundă şi colţuroasă. Maşina funcţionează complet automat şi poate fi livrată în execuţie stabilă sau mobilă.

DATE TEHNICE

Secţiunea legată	∅ 100—250	mm
Diametrul sîrmei de legare	3—4	mm
Timpul în care se execută legarea	16	s



ASG

VEB Schwermaschinenbau „Ernst Thälmann", DDR—3011 Magdeburg—Buckau

Vă rugăm să ne vizitaţi la standul expoziţiei din Bucureşti, în Hala A, a complexului central, între 22 XI şi 3 XII 1966

INVEST EXPORT

Deutscher Innen- und Aussenhandel
DDR — 108 Berlin, Taubenstrasse 7—9
Telegramme: DIAINVESTA
Telex: 011 2695

Țevi de precizie obținute prin laminare la rece pe laminoare „în pas de pelerin“ (Pilger)

O dată cu creșterea în industrie a necesității folosirii țevilor de precizie, se conturează tot mai mult și avantajul producției lor pe laminoare Pilger. Țevile obținute pe această cale se caracterizează prin exactitate, toleranțe restrînse și calitate bună a suprafeței exterioare și interioare. În multe țări s-au comportat cu bune rezultate.

Laminoarele Pilger tip URPWK

Acestea au o construcție robustă, cu un grad înalt de automatizare pentru producerea rațională a țevilor de precizie, perfect rotunde, din țevi fără sudură semifabricate (eboșuri).
Important de reliefat este funcționarea continuă și numărul mare de curse ale procesului de laminare. Mărimea avansului acționînd fără recul este reglabilă continuu, fără trepte.
Aceasta și multe alte caracteristici constructive asigură o producție de calitate, rentabilă. Laminoarele noastre Pilger sînt livrabile în patru mărimi de construcție, pentru diametre ale eboșelor de: 45, 70, 95 și 115 mm și pentru o lungime de 5 000 mm.
Indicații suplimentare vă transmitem cu plăcere prin prospecte detaliate.

ASG

SHR

VEB Schwermaschinenbau Heinrich RAU, DDR—1613 Wildau b. Berlin

Vă rugăm să ne vizitați la standul expoziției
din București, în Hala A, a complexului central,
între 22 XI și 3 XII 1966

INVEST EXPORT

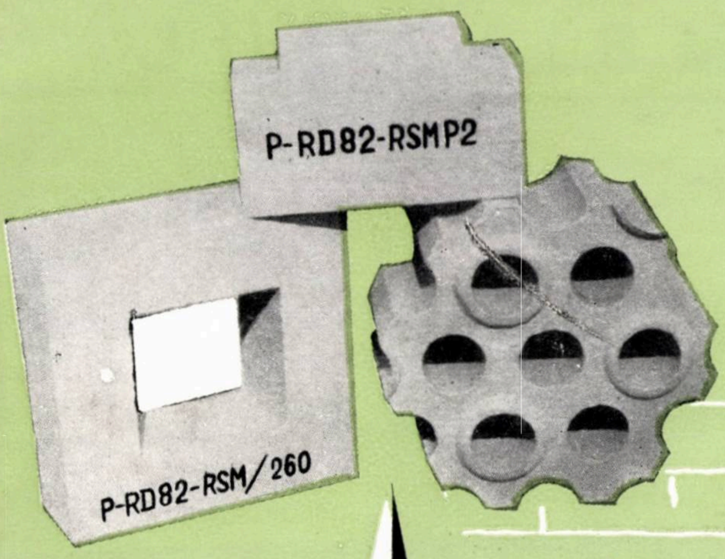
Deutscher Innen- und Aussenhandel
DDR — 108 Berlin, Taubenstrasse 7—9
Telegramme: DIAINVESTA
Telex: 011 2695

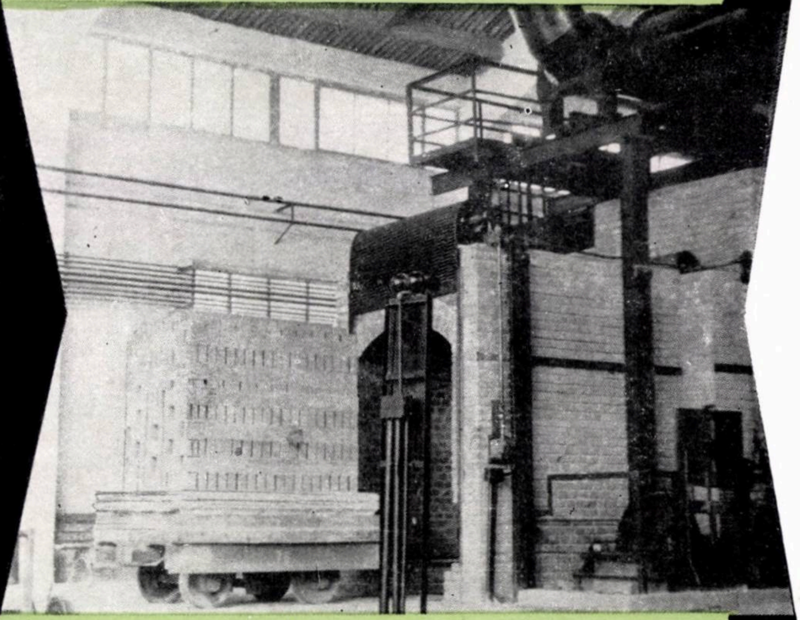
FABRICA DE PRODUSE REFRACTARE

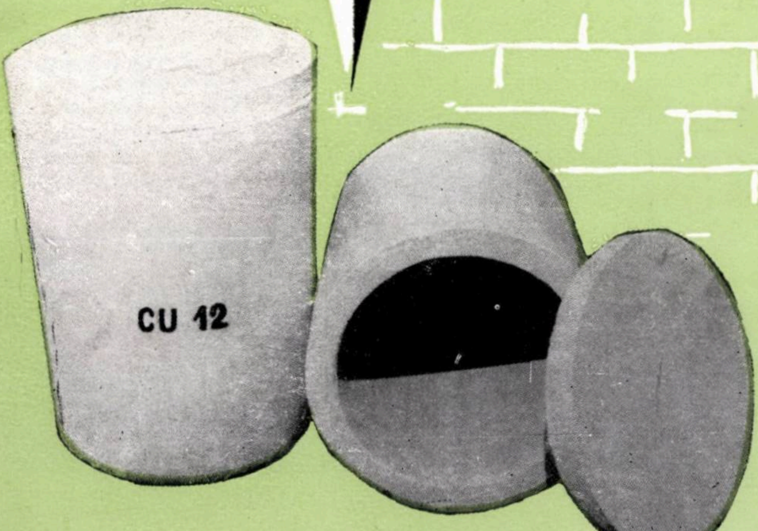
PLEAŞA

EXECUTĂ:

- Produse refractare pentru furnale şi cauperele furnalelor, pentru grătarele regeneratoarelor cuptoarelor Martin
- Produse refractare termoizolatoare pentru construcţia agregatelor termice

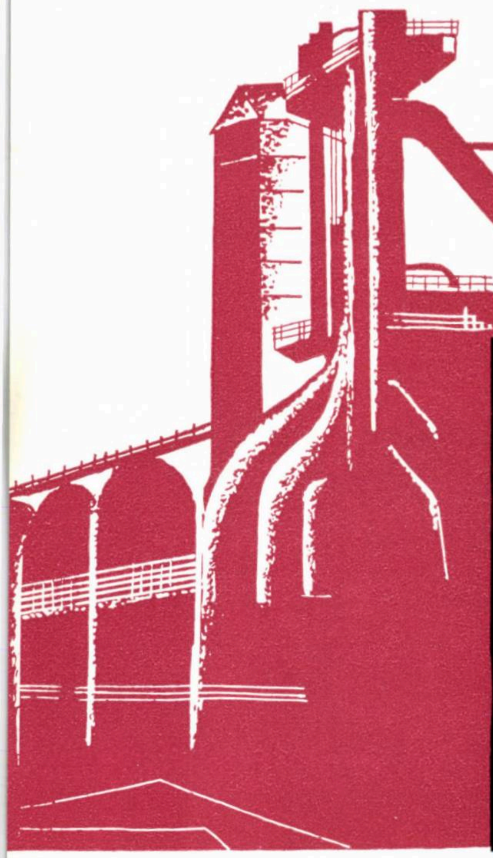




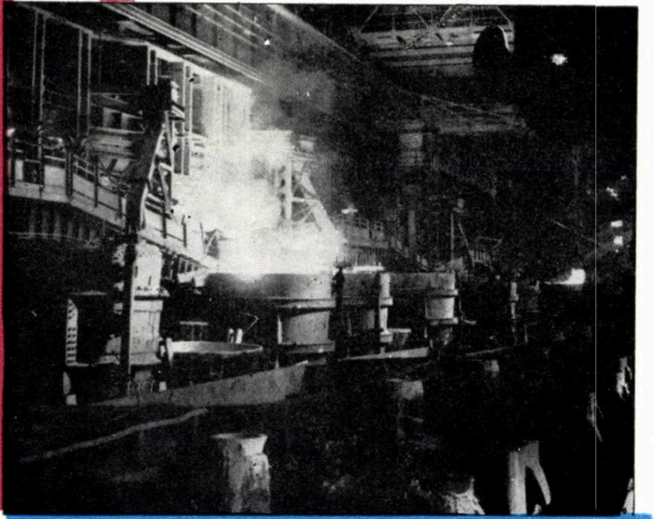


- Creuzete de şamotă pentru fabricarea ultramarinului şi produse refractare pentru cazane stabile de aburi

PLEAŞA
REGIUNEA PLOIEŞTI
tel. 13730 şi 13731

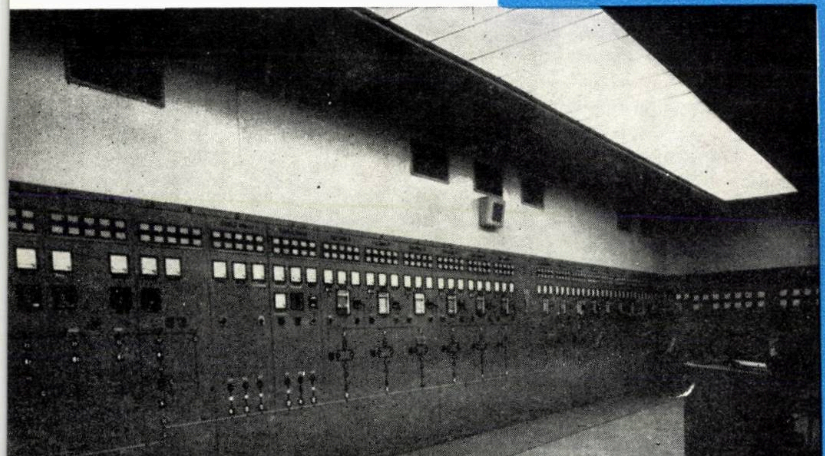


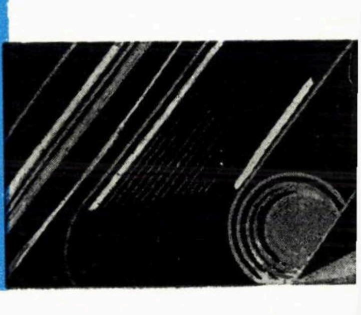
COMBINATUL

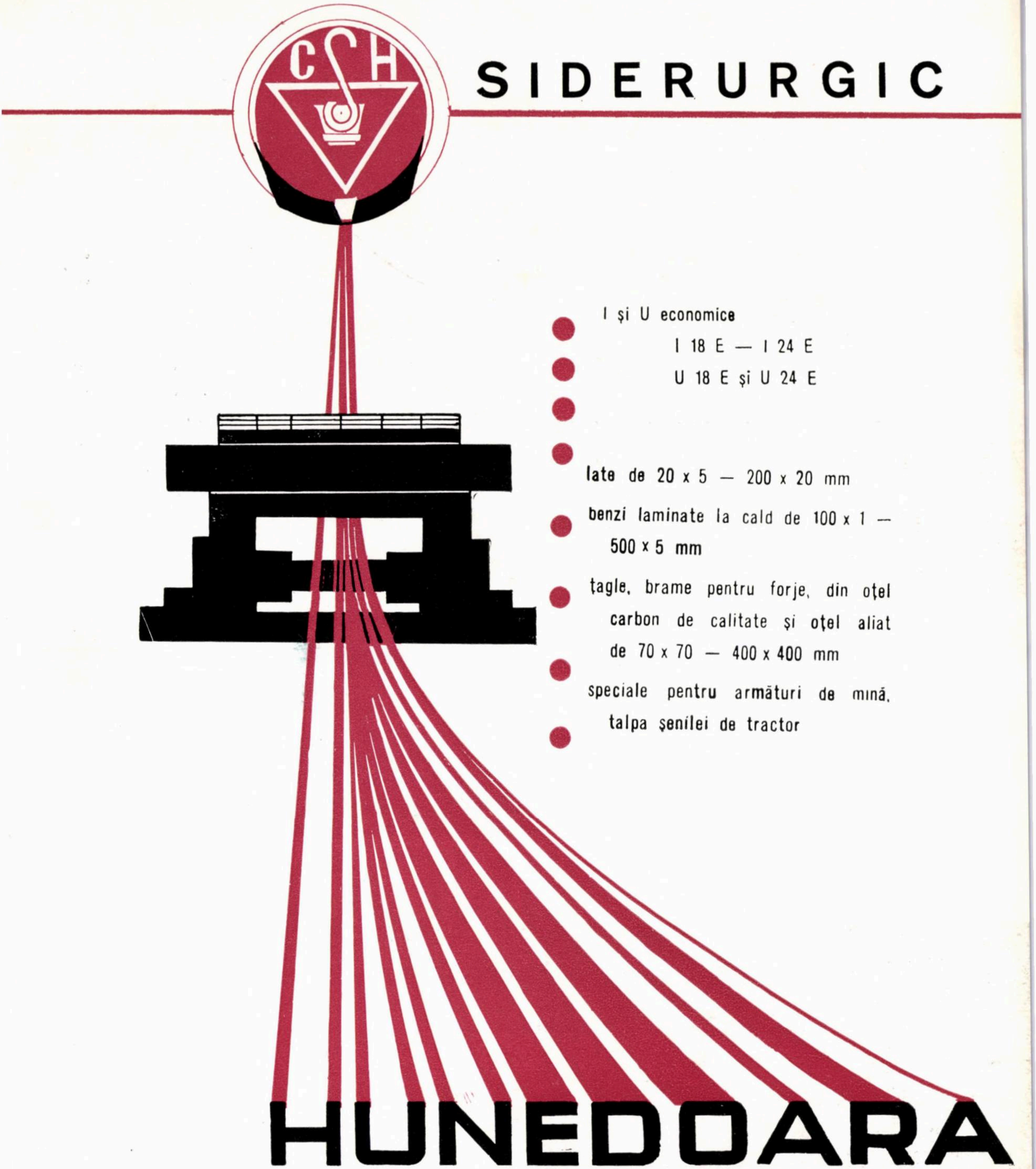


PROFILE LAMINATE DIN OȚELURI CARBON CALMATE, SEMICALMATE ȘI NECALMATE, OȚELURI CARBON DE CALITATE, OȚELURI ALIATE ȘI SLAB ALIATE

- rotunde cu diametrul de 6—250 mm;
- corniere de 20 x 20 — 160 x 160 mm;
- I și U normale
  - I 18 — I 24
  - U 6,5 — U 24







- I şi U economice
  I 18 E — I 24 E
  U 18 E şi U 24 E
- late de 20 x 5 — 200 x 20 mm
- benzi laminate la cald de 100 x 1 — 500 x 5 mm
- ţagle, brame pentru forje, din oţel carbon de calitate şi oţel aliat de 70 x 70 — 400 x 400 mm
- speciale pentru armături de mină, talpa şenilei de tractor

UZINA
METALURGICĂ
IAȘI

PROFILE INDOITE

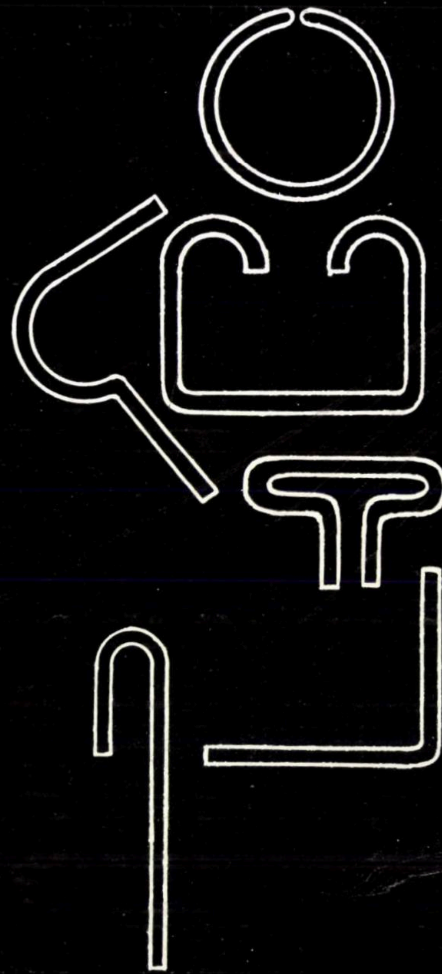
PROFILE DE UZ GENERAL:

tipuri curente: profil cornier cu aripi egale și neegale, profil U cu aripi egale, profil Z cu aripi egale și neegale;

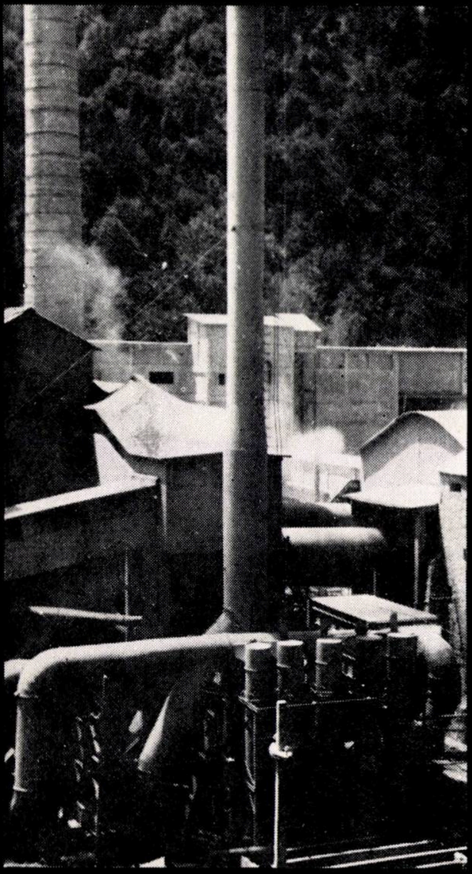
tipuri speciale: profil Ω cu aripi egale și neegale, profil U cu aripi întărite, profil pătrat și profil dreptunghiular, profil U cu aripi neegale, profil V cu aripi egale și neegale, profil curb, profil cornier cu aripi întărite.

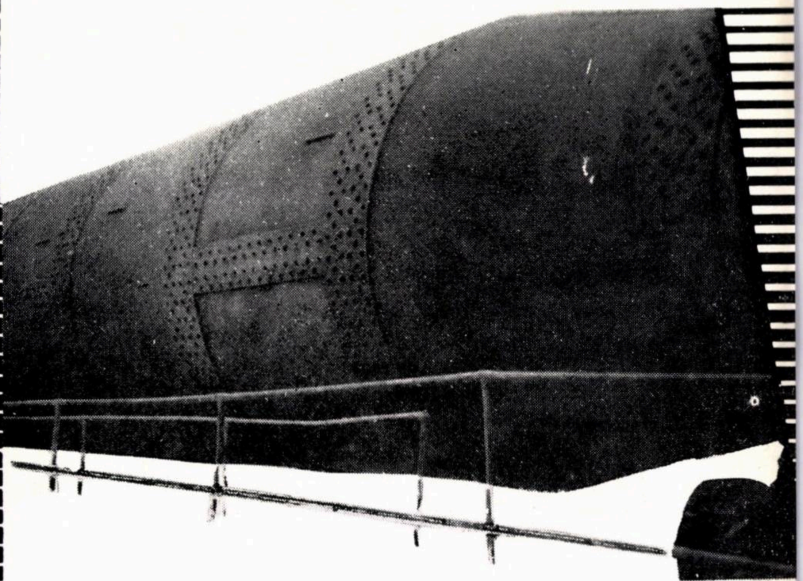
PROFILE SPECIALE:

profile tubulare
profile plate
profile pentru tîmplărie metalică
profile diverse



Str. Primăverii, 6, tel. 5301—1934





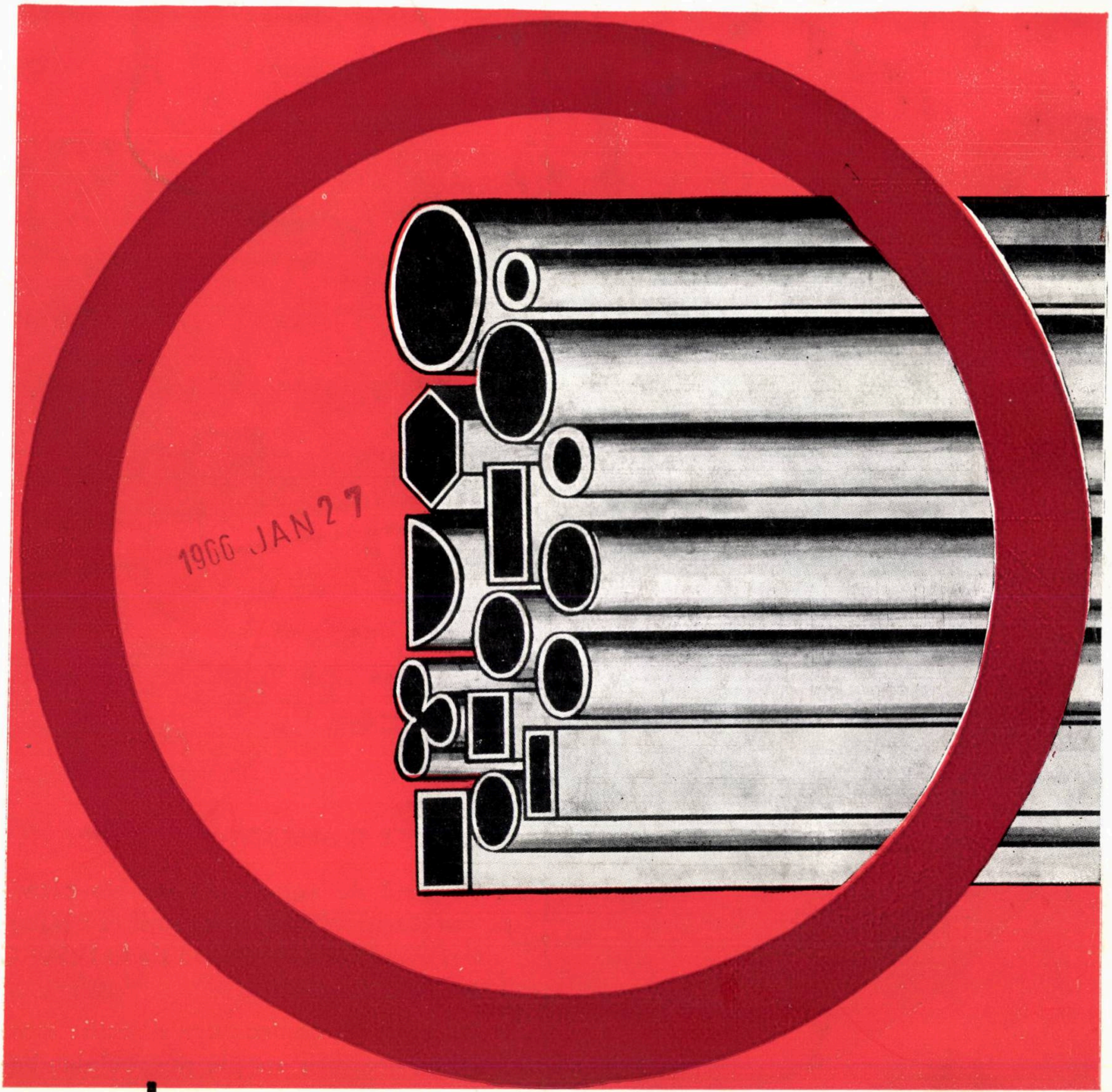
PRODUCE ŞI LIVREAZĂ :

- Pe bază de repartiţii : şamote aluminoase şi superaluminoase ; şamote obişnuite, avînd refractaritatea de la 1690° C la 1750° C
- Pe bază de contractare directă : mortare refractare simple şi speciale ; betoane refractare

FABRICA DE ŞAMOTĂ – AZUGA

STR. INDEPENDENŢEI NR. 59 — RAIONUL CÎMPINA — REGIUNEA PLOIEŞTI

Uzina de ţevi
REPUBLICA



1966 JAN 27

produce:

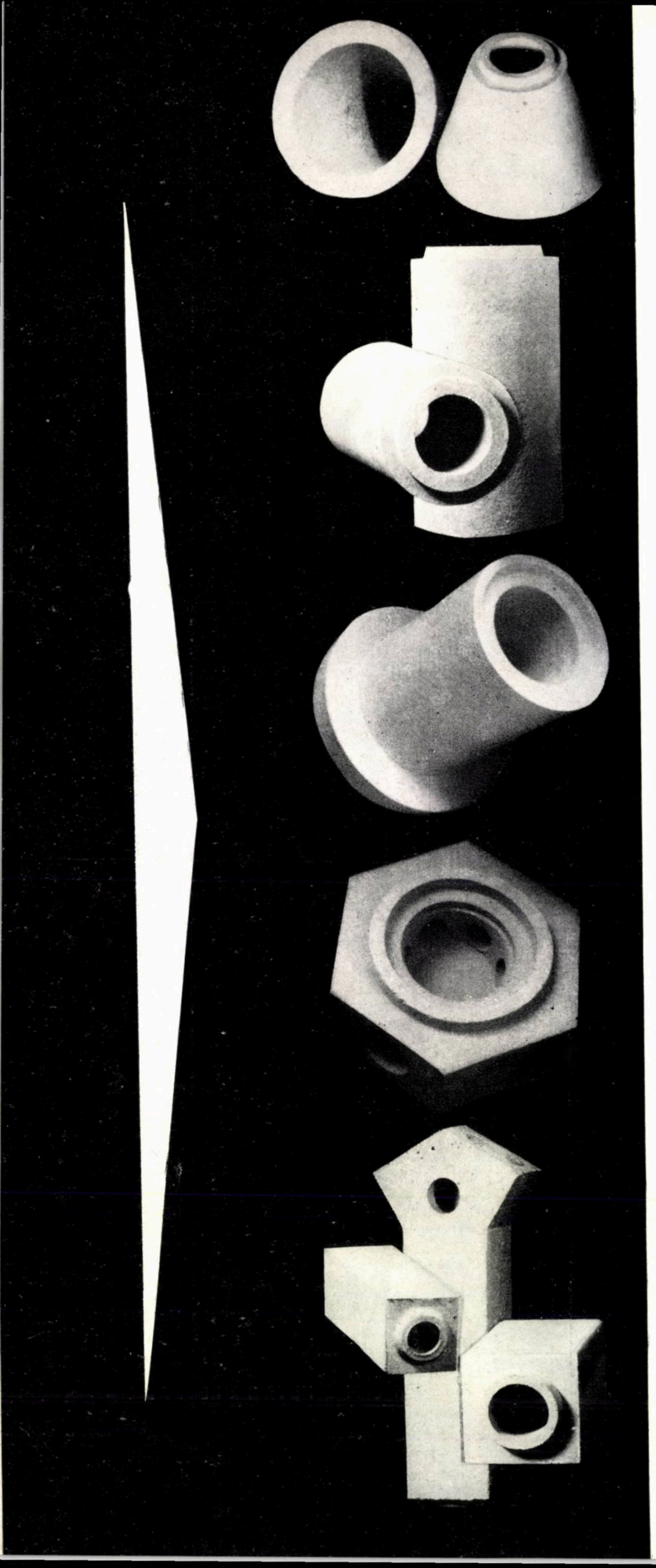
- Produse tubulare cu diametrul sub 6″, pentru industria petrolieră
- Produse tubulare cu diametrul sub 6″, pentru prospecţiuni geologice
- Ţevi rotunde şi profilate — de precizie — trase la rece, cu diametrul de 5 — 57 mm, pentru construcţii
- Ţevi rotunde şi profilate, laminate la cald, cu diametrul de 48—152 mm, pentru construcţii
- Ţevi cu diametrul sub 6″, pentru instalaţii de apă, gaz şi abur

E 3280

METALURGIA

11

METALURGIA • BUCUREŞTI • ANUL XVIII • NR. 11 • NOIEMBRIE 1966



PRODUSE REFRACTARE SILICO-ALUMINOASE, TUBULARE, PENTRU PODUL DE TURNAREA OȚELULUI EXECUTĂ

FABRICA DE PRODUSE
REFRACTARE
„MUNCITORUL"

CRISTIAN-REG. BRAȘOV
TELEFON 3

t 3280

METALURGIA

Anul 18 nr. 11 noiembrie 1966

CUPRINS

STUDII ȘI CERCETĂRI

Niederkorn I., Slivneanu Iulia și *Craiu Viorica*: **Contribuții la obținerea staniului de înaltă puritate.** 613

Barbu I. și *Reinhorn Gabriela*: **Reactivitatea cocsului „în bucată”** 620

Poeniță Virginia și *Belei Gh.*: **Considerații asupra posibilităților de utilizare în turnătorii a amestecurilor cu lianți pe bază de rășini furanice care se întăresc la rece** 622

Suceveanu Gh., Ionescu D. și *Haltrich K.*: **Cercetarea și aplicarea procedeelor de cementare și carbonitrurare prin picurare** 626

REALIZĂRI TEHNICE

Urseanu A. și *Scutu V.*: **Inlocuirea cocsului clasic cu cocs de fluidizare în producția de aglomerat la Combinatul siderurgic—Reșița** 629

Munteanu P.: **Contribuții la calibrarea profilelor T3 și T4 (Stas 566-49)** 631

Bireescu L., Dragoe Gh. și *Haidenreich R.*: **Metodă macroscopică de atac cu amestec de acizi.** . . 634

Raszillier Veturia: **Determinarea spectrală a aluminiului din oțel nealiat** 637

ACTUALITĂȚI ȘI DISCUȚII

Wanyorek C.: **Bazele metalurgice ale remanierii prin sudare electrică a pieselor turnate din oțel** . . 638

LUCRĂRI DE SINTEZĂ

Pilly N.: **Din trecutul producției de fontă** 642

EXTRASE 647

NOTE TEHNICO-ECONOMICE 651

INVENȚII 654

RECENZII 656

CRONICĂ 658

REVISTA REVISTELOR 659

INDEX DE AUTORI 660

COMITETUL DE REDACȚIE

M. Alexandru, C. Dragomir, T. Dumitrescu, C. Hertl, G. Ilin, N. Murguleț, I. Niță, P. Petrescu, I. Popa, V. Popescu, Maria Roșianu, D. Stănescu, N. Sîrbu, L. Sofroni, A. Șerban, Cl. Ștefănescu, I. Tripșa, T. Țecu, P. Wechsler

Redactor responsabil: L. Sofroni
Redactor: Maria Savu

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacția și administrația, București, B-dul Republicii 64, raion Tudor Vladimirescu. Telefon : 13.09.25. Revista este editată de M.I.M. Abonamentele se primesc la Administrația revistei. Instituțiile pot achita abonamentele pentru biblioteci și cabinetele tehnice în contul nostru de virament : 022001 B.N. a Republicii Socialiste România — Filiala 30 Decembrie. M.I.M. — Oficiul de documentare și publicații tehnice — București. Tarif pentru întreprinderi : lei 150 anual ; tarif pentru muncitori, tehnicieni și ingineri : lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul : Întreprinderea Poligrafică Informația, str. Brezoianu nr. 23—25. Buc. c. 3943

„Taxele poștale plătite în numerar conform aprobării D.G.P. nr. 560/426/966”.

42 406

SOMMAIRE

CD 669.64

Niederkorn I., *Slivneanu Iulia* et *Craiu Viorica* : **Contributions à l'obtention de l'étain de haute pureté.**

Metalurgia 18 (1966), no. 11, p. 613–619

On traite de l'efficacité des méthodes de purification de l'étain p. a. et technique, par la distillation dans le vide ou par la fonte zonière.

Par la distillation dans le vide on peut éliminer des impuretés comme : l'As, le Cd, le Mg, le Zn, le Sb, le Bi, le Ca, le Pb et par la fonte zonière les impurétes suivantes : Fe, Si, Cu, Ag et Al, obtenant un étain ayant une pureté de 99,999 à 99,9999999, utilisé dans l'industrie des semiconducteurs.

CD 662.749.2

Barbu I. et *Reinhorn Gabriela* : **La réactivité du cocke „en morceaux".**

Metalurgia 18 (1966), no. 11, p. 620–621

On indique une méthode pour la détermination de la réactivité du cocke ayant une granulation de 30 à 40 mm et l'on compare les résultats à ceux obtenus par la méthode classique Koppers (à granules de 0,5 à 1 mm).

CD 621.742.42.620.174

Poeniță Virginia et *Belei Gh.* : **Considérations concernant les possibilités d'utilisation, dans les fonderies, des mélanges contenant des liants à base de résines fouraniques, qui durcissent à froid.**

Metalurgia 18 (1966), no. 11. p. 622–625

On présente les résultats des recherches concernant les propriétés technologiques (résistance à la flexion) des mélanges pour noyaux et pour formes, contenant des liants obtenus à partir de résines à base de dérivés fouraniques (Furanol, Fursatil CS/12, Resifix).

On étudie l'influence de la proportion des liants, de la duréé de mélangeage et du durcissement, de la température du milieu ainsi que de la teneur en argile des sables.

CD 621.785.52/53

Suceveanu Gh., *Ionescu D.* et *Hallrich K.* : **La recherche et l'application des procédés de cémentation et de carbonitruration goutte à goutte.**

Metalurgia 18 (1966), no. 11, p. 626–628

À la suite des recherches entreprises sur des pièces fabriquées en production courante par certaines usines qui construisent des machines on a constaté que les meilleurs résultats sont obtenus en employant le benzène pour la cémentation et la triéthanolamine pour la carbonitruration, cette dernière étant introduite goutte à goutte dans la cuve de certains fours électriques verticaux.

CD 669.162.16 : 621.785

Urseanu A. et *Scutu V.* : **Le remplacement du cocke classique par le cocke de fluidisation dans la production d'agglomérat du Complèxe sidérurgique de Rèșița.**

Metalurgia 18 (1966), no. 11, p. 629–631

On présente les résultats de quelques expériences effectuées à la fabrique d'agglomérat du Complèxe sidérurgique de Reșița, utilisant des mélanges de cocke fin avec 30–50% de cocke de fluidisation en guise de matériel remplaçant.

On montre l'influence de la proportion de cocke de fluidisation sur la résistance mécanique et sur la consommation spécifique de cocke pour l'élaboration de l'agglomérat.

CD 621.771. 27

Munteanu P. : **Contributions au calibrage des profils T3 et T4 (STAS 566–49).**

Metalurgia 18 (1966), no. 11, p. 631–633

On présente quelques modifications faites à la suite des expériences effectuées, concernant le calibrage, à la ligne de profils légers de l'usine „Oțelul roșu" pour le laminage des profils T3 et T4.

CD 669.14 :620.184

Bireescu L., Dragoe Gh. et *Heidenreich R.* : **Méthode macroscopique d'attaque de l'acier utilisant un mélange d'acides.**

Metalurgia 18 (1966), no. 11, p. 634–636

On décrit la méthode macroscopique d'attaque des aciers utilisée dans le laboratoire métallographique du Complexe sidérurgique Reșița, méthode qui emploie un mélange d'acides azotique, clorhydrique et sulfurique. On présente les avantages offerts par cette méthode.

CD 669.14 : 546.621 : 543.42

Raszillier Veturia : **La détermination spectrale de l'aluminium dans l'acier non-allié.**

Metalurgia 18 (1966), no. 11, p. 637

On présente les conditions de travail lors de la détermination spectrale de l'aluminium dans l'acier non-allié.

CD 621.747.583 : 621.741.4

Wanyorek C. : **Les bases métallurgiques du remaniement, par soudure électrique, des pièces coulées en acier.**

Metalurgia 18 (1966), no. 11, p. 638–642

On donne l'explication métallurgique de la formation des tensions et des fissures provoquées par ces tensions, à chaud et à froid, dans la zone de la soudure ainsi que dans la zone avoisinante ; on indique les mesures qui doivent être prises pour réduire ou pour éliminer ces défauts.

CD 669.13 (09)

Pilly N. : **Le passé de la production de la fonte.**

Metalurgia 18 (1966), no. 11, p. 642–647

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 669.64

Нидеркорн Н., Сливняну Юлия и Краю Виорика: **К вопросу получения олова высокой чистоты.**

Metalurgia 18 (1966) № 11, стр. 613–619

Обсуждается эффективность методов очистки химически чистого и технического олова с помощью дистиляции в вакууме и зональной плавки.

При помощи дистилляции в вакууме могут быть удалены загрязения как то: As, Cd, Mg, Zn, Sb, Bi, Ca, Pb а при помощи зональной плавки Fe, Si, Cu, Ag, Al, при чем получается олово чистотыв 99,999 и 99,9999999 — используемое в производстве полупроводникиов.

ДК 662.749.2

Барбу И. и *Рейнгорн Габриела:* **Реактивность кокса „в куске".**

Metalurgia 18 (1966 № 11, стр. 620–621

Представлен метод определения реактивности кокса зернистостью в 30—40 мм и полученные результаты сравниваются с результатами, полученными при применении обычного метода Копперса (с зернитсостью в 0,5—1 мм).

ДК 621.742.48: 620.174

Поеницэ В и Белей Г.: **Соображения относящиеся к возможностями использования в литейных цехах смесей со связкой на основе фурановых смол, затвердевающих в холодном состоянии.**

Metalurgia 18 (1966), № 11, стр. 622–625

Предсталены результаты исследований технологических качеств (сопротивления на изгиб) смесей для стержней и форм со связкой, полученной из смол на основе фурановых производных (фуранола, фурсатил, CS/12 Резификса).

Изучается влияние количества этой связки, длительности замеса, затрвердения, температуры среды, а также и пропорции глины в песке.

ДК 621.785.52/53

Сучевяну Г., *Ионеску Д.* и *Гальтрих К.:* **Исследование и применение методов цементации и цементавции проводимой одновременнос азотированием с помощью капельного способа.**

Metalurgia 18 (1966), № 11, стр. 626–628

В результате исследований, проведенных некоторыми машиностроительными заводами с использованием изделий текущего производства, было установлено, что наилучшие результаты были получены при использовании бензола для цементации и триэтиламина при цементации с азотированием, пользуясь капельным способом введения в рабочее пространство электрических вертикальнах печей.

ДК 669.162.16: 621.785

Урсяну А. и *Скуту В.:* **Замена обыкновенного кокса коксом, полученным в кипящем слое, в производстве агломерата на Комбинате Черной Металлургии в Решице.**

Metalurgia 18 (1966) № 11, стр. 629–631

Приводятся результаты опытов производимых на агломерационном заводе Комбината Черной Металлургии в Решице, с использованием смеси мелкого кокса с 30—50% заменителя — кокса полученного в кипящем слое.

Указывается влияние пропорции кокса, полученного в кипящем слое на механическую прочность и удельный расход кокса при агломерации.

ДК 621.771.27

Мунтяну П.: **К вопросу калибровки профиля Т3 и Т4 (Румынский государственный стандарт 566 — 49).**

Metalurgia 18 (1966) № 11, стр. 631–633

Представлены некоторые изменения внесенные на основе опыта, в калибровку линий легкого профиля на заводе ,,Красная Сталь'' для прокатки профилей Т3 и Т4.

ДК 669.14: 620.184

Биреску Л., *Драгое Г.* и *Гайденрейх Р.:* **Макроскопический метод травления с использованием смесей кислот.**

Metalurgia 18 (1966) № 11, стр. 634–636

Описывается макроскопический метод травления сталей, используемый в металлографической Лаборатории Комбината Черной Металлургии и Решице, при котором используется смесь кислот: азотной, соляной и серной. Подчеркиваются преимущества этого метода.

ДК 660.14: 546.621: 543.42

Расзильер Ветурия: **Спектральный метод определения алюминия в нелегированной стали.**

Metalurgia 18 (1966) № 11, стр. 637

Представлены условия работы при спектральном методе определения алюминия в нелегированной стали.

ДК 621.747.583: 621.741.4

Ваньорек К.: **Металлургические основы ремонта стальных отливок при помощи электросварки.**

Metalurgia 18 (1966) № 11, стр. 638–642

Дается объюснение, с металлургической точки зрения, причин возникновения напряжений и как следствие их горячих и холодных трещин в зоне сварки и в смежных зонах и указываются технологические мероприятиятия, которые наобходимо принимать для уменьшения или избежания этих дефектов.

ДК 669.13(09)

Пилли Н.: **Из прошлого производства чугуна.**

Metalurgia 18 (1966) № 11, стр. 642–647

INHALTSVERZEICHNIS

DK 669.64

Niederkorn I., *Slivneanu Iulia* und *Craiu Viorica*: **Beiträge zur Gewinnung des Zinns von hoher Reine.**

Metalurgia 18 (1966), H. 11, S. 613–619

Es wird die Wirksamkeit der Reinigungsverfahren des hochreinen und technischen Zinns durch Vakuumdestillation und Seigern dargelegt.

Durch die Vakuumdestillation werden Verunreinigungen wie: As, Cd, Mg, Zn, Sb, Bi, Ca, Pb, und durch Seigern: Fe, Si, Cu, Ag, Al entfernt, wobei ein Zinn mit einer Reine von 99,999–99,9999999 anfällt, das in der Halbleiterindustrie Verwendung findet.

DK 662.749.2

Barbu I. und *Reinhorn Gabriela*: **Reaktivität des Stückkoks.**

Metalurgia 18 (1966), H. 11, S. 620–621

Es wird ein Verfahren zur Entspannung der Reaktivität des Kokses mit einer Körnung zwischen 30–40 mm dargelegt und die dabei erzielten Ergebnisse mit denen der klassischen Koppers-Methode (mit einer Körnung von 0,5–1 mm) verglichen.

DK 629.742.48 : 620.174

Poeniţă Virginia und *Belei Gh.*: **Über die Verwendungsmöglichkeiten der Gemische mit Bindemitteln auf der Grundlage furanischer Harze mit Kalterhärtung in den Giessereien.**

Metalurgia 18 (1966), H. 11. S. 622–625

Es werden die Forschungsergebnisse in bezug auf die technologischen Eigenschaften (Biegefestigkeit) der Kern-und Formgemische dargelegt, die mit Bindemitteln auf der Grundlage furanischer Derivate (Furanol, Fursatil CS/12, Resifix) bereitet wurden.

Es wird der Einfluss der Quantität dieser Bindemittel, der Mischungsdauer, der Raumtemperatur und des Tongehalts des Sandes untersucht.

DK 621.785.52./53

Suceveanu Gh., *Ionescu D.* und *Haltrich K.*: **Erforschung und Anwendung der Zementierung und Karbonitrierhärtung durch Eintropfen.**

Metalurgia 18 (1966), H. 11, S. 626–628

Auf Grund von Versuchen an Werkstücken der laufenden Produktion einiger Maschinenbaubetriebe wurde festgestellt, dass die besten Ergebnisse durch die Verwendung des Benzols bei der Zementierung und des Triäthonolamins bei der Karbonitrierhärtung erzielt wurden, die in den Arbeitsraum elektrischer Vertikalöfen eingetropft wurden.

DK 669. 162. 16 : 621.785

Urseanu A. und *Scutu V.*: **Der Ersatz des herkömmlichen Kokses mit Wirbelschichtkoks in der Sinterproduktion des Hüttenkombinats Reşiţa.**

Metalurgia 18 (1966), H. 11, S. 629–631

Es werden die Ergebnisse einer Reihe von Versuchen dargelegt, die in der Sinterfabrik im Hüttenkombinat Reşiţa durch Verwendung von Gemischen aus Kleinkoks und 30–50% Wirbelschichtkoks als Ersatz vorgenommen wurden.

Es wird der Einfluss des Anteils an Wirbelschichtkoks auf den mechanischen Widerstand und den spezifischen Koksverbrauch bei der Sinterung dargelegt.

DK 621.771.27

Munteanu P.: **Beiträge zur Kalibrierung des Profils T3 und T4 (STAS 566–49).**

Metalurgia 18 (1966), H. 11, S. 631–633

Es werden einige Veränderungen angeführt, die auf Grund von Versuchen bei der Kalibrierung der Walzstrecke für leichte Profile im „Oţelul roşu" — Werk für die Herstellung der Profile T3 und T4 vorgenommen wurden.

DK 669.14:.620.184

Bireescu L., *Dragoe Gh.* und *Haidenreich R.* : **Makroskopische Werkstoffprüfung mit Säuregemischen.**

Metalurgia 18 (1966), H. 11, S. 634–636

Es wird das makroskopische Ätzverfahren für Stähle dargelegt, das im metallographischen Laboratorium des Hüttenkombinats Reşiţa auf Grund eines Gemisches aus Salpeter —, Salz — und Schwefelsäure angewandt wird. Es werden die Vorteile dieses Verfahrens hervorgehoben.

DK 669.14 :546.621 :543.42

Raszillier Veturia : **Spektralbestimmung des Aluminiums im nichtlegiertem Stahl.**

Metalurgia 18 (1966), H. 11, S. 637

Es wird die Arbeitsweise der Spektralbestimmung des Aluminiums im nichtlegiertem Stahl dargelegt.

DK 621.747. 583 : 621.741.4

Wanyorek C. : **Metallurgische Grundlagen der Umarbeitung der gegossenen Stahlwerkstücke durch Ellektroschweissen.**

Metalurgia 18 (1966), H. 11, S. 638–642

Vom metallurgischen Standpunkt aus wird die Bildung der Spannungen und damit im Zusammenhang der Rissbildung bei warm und kalt in der Schweisszone und deren Umgebung erklärt und die technologischen Massnahmen zur Verringerung oder Ausschaltung dieser Fehler angeführt.

DK 669.13 (09)

Pilly N. : **Aus der Vergangenheit der Roheisenproduktion.**

Metalurgia 18 (1966), H. 11, S. 642–647

CONTENTS

DK 669.64

Niederkorn I., *Slivneanu Iulia* and *Craiu Viorica* : **Contributions to the problem of high purity tin production.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 11, p. 613–619

In the work is considered the efficiency of the methods of purifying by vacuum distillation and by zone smelting of absolutly pure and technical tin.

The impurities As, Cd, Mg, Zn, Sb, Bi, Cu and Pb can be eliminated by vacuum distillation and the impurities Fe, Si, Cu, Ag and Al by zone smelting, being obtained a tin with a purity of 99,999—99,9999999 used in the semi-conductors manufacture.

DK 662.749.2

Barbu I. and *Reinhorn Gabriela* : **The reactivity of lump-coke.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 11, p. 620–621

In the work is presented a method of determination of the reactivity coke characterized by 30—40 mm granulosity and obtained results are compared with those obtained by the classical Koppers method (using a granulation of 0,5—1 mm).

DK 621.742. 48 : 620. 174

Poeniță Virginia and *Belei Gh.* : **Considerations upon the possibilities of use in smelting shops of binders mixtures on the basis of furan-cold-setting resins.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 11, p. 622–625

In the work are given the results of the researches upon the technological properties (bend strength) of moulds and cores mixtures using the resin binders on the basis of furan derivatives (Furanol, Fursatil CS/12, Resifix).

The influence the quantity of these binders, of the mixing time, of the medium temperatures and of the clay and sand proportions is discussed.

DK 621.785.52/.53

Suceveanu G., *Ionescu D.* and *Haltrich K.* : **The study and the carrying out of the carburizing and carburinzing with nitriding processes, with the help of the dribble method.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 11, p. 626–628

As the result of the tests effectuated by some of machinebuilding Works in the domain of their usual production, it was stated that the best results are obtained using benzene dribbles in the carburizing process and trietanolamine ones in the carburizing with nitriding, introduced in the work space of vertical electric furnaces.

DK 669.162.16 :785

Urseanu A. and *Scutu V* : **The substitution of usual coke by the fluidized bed coke in the production at the Reşiţa Metallurgical Works.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 11, p. 629 – 631

The results of some experiments, carried out at the Sinter Plant of Reşiţa Metallurgical Works, using the breeze coke mixture with 30 – 50 % of substitute – fluidized bed coke are given.

The influence of the fluidized bed coke content on the mechanical strength and coke specific consumption in sintering is shown.

DK 621.771.27

Munteanu P. : **Contributions to the problem of rolling sections T3 and T4 calibration. Stas (Roumanian Standard) 566 – 49.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 11, p. 631 – 633

In the article are presented some modifications, introduced on the experimental basis – in the light sections rolling line at the Metallurgical Works „Oţelul roşu" (Red steel) for the sections T3 and T4.

DK 669.14 :620.184

Bireescu L., *Dragoe Gh.* and *Haidenreich R.* : **Macroscopic method of acids etching.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 11, p. 634 – 636

The macroscopic method of steel etching used at the Metallographic Laboratory of Reşiţa Metallurgical Works is described.

For the etching was used a mixture of nitric acid, hydrochloric acid and sulphuric acid.

The advantages of this method are shown.

DK 669.14 :546.621 :543.42

Raszillier Veturia : **Spectral analysis of aluminium content in unalloyed steels.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 11, p. 637

The work conditions of the spectral analysis of aluminium content in unalloyed steels are presented.

DK 621.747. 583. 621. 741. 4

Wanyorek C. : **The metalurgical basis in the steel castings reconditionning with the help of electric welding methods.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 11, p. 638 – 642

In this work is given the metallurgical explanation of the stress phenomena appearing and of the consecutive formation of hot and cald cracks in welding and adjacent zones.

The technological measures to be taken in order to reduce or eliminate these defects are shown.

DK 669.13 (09)

Pilly N. : **The historic of iron production.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 11, p. 642 – 647

METALURGIA

ANUL 18
Nr. 11
NOIEMBRIE
1966
BUCUREŞTI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR
ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

STUDII ŞI CERCETĂRI

CZ 669.64

Contribuţii la obţinerea staniului de înaltă puritate

Dr. ing. I. NIEDERKORN, ing. IULIA SLIVNEANU şi ing. VIORICA CRAIU
Institutul de cercetări chimice

Lucrarea de faţă se ocupă cu studiul eficacităţii unor metode de purificare avansată a staniului, în scopul realizării unui proces tehnologic de fabricare a staniului de înaltă puritate.

Staniul de înaltă puritate se întrebuinţează pentru realizarea contactelor ohmice la dispozitive semiconductoare pe bază de germaniu şi compuşi intermetalici, pentru prepararea unor compuşi intermetalici cu proprietăţi semiconductoare pentru obţinerea unor aliaje neferoase şi feroase speciale [1], [2].

Puritatea maximă ce se poate realiza prin folosirea metodelor de distilare în vid şi de topire zonară depinde de natura şi concentraţia impurităţilor prezente în staniu. Din valorile tensiunilor de vapori rezultă că prin metoda de distilare în vid este posibilă îndepărtarea impurităţilor de arsen, cadmiu, magneziu, zinc, stibiu, bismut, calciu şi plumb. Celelalte impurităţi, ca : fierul, siliciul, cuprul, argintul, aluminiul vor fi îndepărtate prin topire zonară. În principiu şi unele impurităţi volatile pot fi îndepărtate prin topire zonară, însă metoda, avînd o productivitate mică, este raţional să fie aplicată numai pentru separarea acelor impurităţi care nu se îndepărtează prin celelalte metode mai ieftine sau pentru cazul în care este necesară o puritate foarte avansată.

Lucrările experimentale privind purificarea avansată a staniului au fost axate pe studiul eficacităţii metodei de distilare succedate de topirea zonară în instalaţii corespunzătoare.

Ca materie primă pentru distilare (prima fază de purificare) s-a utilizat staniul metalic p.a. şi staniul tehnic. Analiza spectrală semicantitativă (tabela 1) a arătat prezenţa unui număr mare de impurităţi a căror concentraţie variază între 1 şi 10^{-4} %.

Deci, obţinerea unui produs în care concentraţia impurităţilor să fie sub 10^{-4}% înseamnă coborîrea concentraţiei unor impurităţi chiar cu patru ordine de mărime.

Atingerea acestei purităţi numai prin topire zonară ar fi dificilă şi neraţională, în special din cauza impurităţilor de bismut şi stibiu care au coeficienţi de repartiţie apropiaţi de unitate şi din cauză că majoritatea impurităţilor prezente sînt mai uşor volatile decît staniul.

Purificarea staniului prin distilarea impurităţilor în vid înaintat. Lucrările de cercetare privind purificarea staniului prin distilarea impurităţilor în vid înaintat s-au efectuat pe o instalaţie formată dintr-un tub de cuarţ cu diametrul de 45 mm şi lungimea de 2 000 mm, în care s-a introdus o nacelă cu diametrul de 25 mm şi lungimea de 200 mm, conţinînd staniul ce urma să fie purificat. Tubul de cuarţ a fost legat la o instalaţie de vid înaintat, formată dintr-o pompă rotativă cu ulei pentru vid preliminar şi o pompă de difuzie cu mercur, pentru obţinerea unei presiuni în instalaţie de $10^{-4} - 10^{-5}$mm col. Hg. Încălzirea tubului şi a nacelei cu staniu la temperatura necesară volatilizării impurităţilor s-a făcut cu ajutorul unui cuptor electric tubular, cu bare de silită.

După introducerea nacelei cu staniu în tubul de cuarţ instalaţia a fost evacuată pînă la presiunea de $5 \cdot 10^{-5}$ torr, apoi tubul şi nacela au fost încălzite cu ajutorul cuptorului la temperatura de 1 000 — 1 150°C şi menţinută astfel timp de 5—15 h.

Tabela 1

	Sb	In	Bi	Pb	Si	Mg	Fe	Cu	Al	Ca	Ag
Sn p.a.	NI	$10^{-3}-10^{-4}$	$10^{-2}-10^{-3}$	$\simeq 10^{-1}$	$10^{-3}-10^{-4}$	$\geqslant 10^{-4}$	$\simeq 10^{-3}$	$10^{-2}-10^{-3}$	$10^{-3}-10^{-4}$	$10^{-2}-10^{-3}$	$10^{-3}-10^{-4}$
Sn tehnic	$>10^{-3}$	$10^{-3}-10^{-4}$	$\simeq 10^{-1}$	$1-10^{-1}$	$10^{-3}-10^{-4}$	$>10^{-4}$	$10^{-3}-10^{-4}$	$\geqslant 10^{-4}$	$>10^{-4}$	$>10^{-4}$	NI

Obs: NI – neidentificat spectral.

Tabela 2 *

	Temperatura, °C	Sb	In	Bi	Pb	Si	Mg	Fe	Cu	Al	Ca	Ag
Sn p.a.		NI	$10^{-3}-10^{-4}$	$10^{-2}-10^{-3}$	$\simeq 10^{-1}$	$10^{-3}-10^{-4}$	$\geqslant 10^{-4}$	$\simeq 10^{-3}$	$10^{-2}-10^{-3}$	$10^{-3}-10^{-4}$	$10^{-3}-10^{-4}$	$10^{-3}-10^{-4}$
Sn tehnic		$>10^{-3}$	$10^{-3}-10^{-4}$	$\simeq 10^{-1}$	$1-10^{-1}$	$10^{-3}-10^{-4}$	$>10^{-4}$	$10^{-3}-10^{-4}$	$\geqslant 10^{-4}$	$>10^{-4}$	$>10^{-4}$	NI
Sn purificat	1 000	$\cong 10^{-3}$	$10^{-3}-10^{-4}$	NI	NI	$10^{-3}-10^{-4}$	$\leqslant 10^{-4}$	$\cong 10^{-3}$	$\cong 10^{-3}$	$10^{-3}-10^{-4}$	$10^{-3}-10^{-4}$	$<10^{-4**}$
Sn purificat	1 050	$<10^{-3}$	$\cong 10^{-4}$	NI	NI	$\cong 10^{-4}$	$\leqslant 10^{-4}$	$\cong 10^{-4}$	$\cong 10^{-3}$	$\cong 10^{-4}$	$\cong 10^{-4}$	$10^{-3}-10^{-4**}$
Sn purificat	1 100	$<10^{-3}$	$\cong 10^{-4}$	NI	NI	$\cong 10^{-4}$	$\cong 10^{-4}$	$10^{-3}-10^{-4}$	$\cong 10^{-3}$	$\leqslant 10^{-4}$	$10^{-3}-10^{-4}$	$10^{-3}-10^{-4**}$
Sn purificat	1 150	$<10^{-3}$	$\cong 10_{-}^{4}$	NI	NI	$\cong 10^{-4}$	$\cong 10^{-4}$	$10^{-3}-10^{-4}$	$\cong 10^{-3}$	NI	$\cong 10^{-4}$	$\cong 10^{-4**}$
Sn purificat	1 150	$<10^{-3}$	$<10^{-4}-$NI	NI	NI	$\cong 10^{-4}$	$>10^{-4}$	$10^{-3}-10^{-4}$	$>10^{-4}$	NI	$>10^{-4}$	NI

* Datele se referă numai la Sn p. a., deoarece Sn tehnic inițial a fost lipsit de argint.
** În tabelă se dau rezultatele, valorile medii reprezentative ale unui număr mare de analize.

După distilarea impurităților din staniu acesta s-a lăsat să se răcească sub vid. Secțiunea barelor de staniu a fost semicirculară, cu raza de 11 mm, iar lungimea barei de 200 mm.

Gradul de puritate ce se obține în procesul de distilare în vid înaintat depinde de temperatură și de timpul de menținere a staniului la această temperatură. Viteza de distilare este mult favorizată de depresiunea realizată în instalație.

În lucrările efectuate s-a urmărit să se determine valoarea temperaturii și a duratei de distilare optime și influența lor asupra purității finale a staniului.

Influența temperaturii asupra purității staniului obținut după distilarea impurităților s-a studiat între 1 000 și 1 150°C, la patru valori fixate: 1 000, 1 050, 1 100 și 1 150°C. La aceste încercări durata distilării a fost de 10h. Rezultatele acestor experiențe sînt prezentate în tabela 2. Pentru comparație s-a folosit staniu de calitate p.a. și tehnică. Puritatea acestora a fost aproape identică în afară de concentrația plumbului, bismutului și argintului. Din tabela 2 se vede că, la aceeași durată de distilare, creșterea temperaturii duce la o scădere mai accentuată a impurităților din staniul supus purificării. Concentrația plumbului și a bismutului scade sub limita sensibilității analizei spectrale, chiar la 1 000°C, însă la această temperatură celelalte impurități, mai puțin volatile, rămîn în concentrația existentă în materia primă. La temperaturi mai ridicate, chiar și impuritățile mai puțin volatile au fost destul de sensibil îndepărtate.

În tabela 3 se vede și mai concludent gradul de îndepărtare a impurităților din staniul supus purificării. În această tabelă s-a trecut concentrația impurităților în materia primă și condensatul depus pe tubul de cuarț în zonele mai reci ale cuptorului. Din datele analizelor spectrale, trecute în tabela 2, reiese că stibiul se îndepărtează mai puțin decît ar fi de așteptat după tensiunea de vapori a acestui element la temperaturile respective. Din tabela 3 se vede că în condensat concentrația acestuia este destul de mare și că siliciul se îndepărtează destul de intens, deși aceasta nu reiese evident din tabela 2. Pentru plumb și bismut însă și din această tabelă reiese că această metodă de purificare are o eficacitate deosebit de mare.

Lucrările experimentale pentru stabilirea duratei de purificare s-au efectuat pe probe de staniu topit, cu înălțimea stratului de 10 mm, încălzite la circa 1 150°C, timp de 5, 10 și 15 h. Rezultatele obținute au arătat că după 5 h plumbul și bismutul se îndepărtează, concentrația lor scăzînd sub limita de detecție a analizei spectrale. Purificarea de indiu și aluminiu este foarte slabă, iar celelalte impurități rămîn la nivelul concentrației lor din materia primă. Prin creșterea timpului de purificare la 10 h, se observă însă o scădere mai accentuată a concentrației indiului, siliciului și aluminiului (concentrația acestora scăzînd de la $10^{-3}-10^{-4}$ la aproximativ $1\cdot10^{-4}$ % sau chiar mai mult). Prin prelungirea duratei de purificare la 15 h nu s-a putut identifica cu mijloacele analitice disponibile îmbunătățirea gradului de puritate a staniului. Este probabil că purificarea se continuă însă cu viteze mai mici.

În cadrul lucrărilor experimentale de purificare a staniului prin distilarea impurităților, s-a urmărit variația pierderilor de staniu în funcție de temperatură și de durata distilării. S-a constatat că aceste pierderi sînt practic neglijabile și oscilează între 0,5 și 1,0 %, adică randamentul procesului de distilare poate fi considerat cel puțin 99 %.

În lucrările de laborator pentru purificarea staniului prin distilarea impurităților în vid înaintat, la început s-au utilizat nacele din cuarț, care la răcirea probelor s-au spart. Din acest motiv au fost înlocuite cu nacela de grafit de puritate avansată.

Purificarea staniului prin topire zonară. În procesul de purificare a staniului prin distilarea impurităților în vid înaintat s-a obținut un produs care mai conține siliciu, magneziu, cupru, calciu și fier în concentrație de aproximativ $10^{-3}-10^{-4}$ %. Trebuie remarcat că magneziul și calciul în general sînt prezente și în cărbunele electrozilor de la spectrograf. La concentrație apropiată de limita sensibilității spectrale este greu de stabilit proveniența acestor două elemente.

Pentru obținerea unei purități mai avansate, staniul obținut prin purificarea în vid înaintat a fost supus purificării prin topire zonară.

Tabela 3

Impuritatea	Felul materialului	Concentrația impurităților la temperatură, °C		
		1 050	1 100	1 150
Sb	Materia primă	NI – 10^{-3}	NI – 10^{-3}	NI – 10^{-3}
	Sn purificat	NI – 10^{-3}	NI – 10^{-3}	NI 10^{-3}
	Condensat	$\simeq10^{-1}$	10^{-1}	$>10^{-1}$
In	Materia primă	$10^{-3}-10^{-4}$	$10^{-3}-10^{-4}$	$10^{-3}-10^{-4}$
	Sn purificat	$\simeq10^{-4}$	$\simeq10^{-4}$	$\simeq10^{-4}$
	Condensat	$10^{-3}-10^{-4}$	$10^{-2}-10^{-3}$	$>10^{-3}$
Bi	Materia primă	$10^{-2}-10^{-3}$	$10^{-2}-10^{-3}$	$10^{-2}-10^{-3}$
	Sn purificat	NI	NI	NI
	Condensat	z.p.	p.	p – z.p.
Pb	Materia primă	$1-10^{-1}$	$1-10^{-1}$	$1-10^{-1}$
	Sn purificat	NI	NI	NI
	Condensat	z.p.	z.p.	z.p.
Si	Materia primă	$10^{-3}-10^{-4}$	$10^{-3}-10^{-4}$	$10^{-3}-10^{-4}$
	Sn purificat	$\simeq10^{-4}$	$\simeq10^{-4}$	$\simeq10^{-4}$
	Condensat	p – 10^{-1}	p.	p.
Mg	Materia primă	$10^{-3}-10^{-4}$	$10^{-3}-10^{-4}$	$10^{-3}-10^{-4}$
	Sn purificat	$\leqslant10^{-4}$	$\simeq10^{-4}$	$\simeq10^{-4}$
	Condensat	$\simeq10^{-3}$	$10^{-2}-10^{-3}$	$\simeq10^{-3}$
Fe	Materia primă	$\simeq10^{-3}$	$\simeq10^{-3}$	$\simeq10^{-3}$
	Sn purificat	$\simeq10^{-3}$	$\simeq10^{-3}$	$\simeq10^{-3}$
	Condensat	$10^{-3}-10^{-4}$	$\simeq10^{-4}$	$\simeq10^{-4}$
Cu	Materia primă	$10^{-2}-10^{-3}$	$10^{-2}-10^{-3}$	$10^{-2}-10^{-3}$
	Sn purificat	$10^{-2}-10^{-3}$	$\geqslant10^{-3}$	$10^{-2}-10^{-3}$
	Condensat	$10^{-2}-10^{-3}$	$10^{-2}-10^{-3}$	$10^{-3}-10^{-4}$
Al	Materia primă	$\geqslant10^{-3}$	$\geqslant10^{-3}$	$\geqslant10^{-3}$
	Sn purificat	$\leqslant10^{-4}$	$\leqslant10^{-4}$	NI
	Condensat	$\simeq10^{-3}$	$\simeq10^{-1}$	$\simeq10^{-1}$
Ca	Materia primă	$>10^{-3}$	$>10^{-3}$	$>10^{-3}$
	Sn purificat	NI	$10^{-3}-10^{-4}$	$\simeq10^{-4}$
	Condensat	$\simeq10^{-4}$	$10^{-1}-10^{-2}$	$10^{-1}-10^{-2}$
Ag	Materia primă*	NI $10^{-3}-10^{-4}$	NI $10^{-3}-10^{-4}$	NI $10^{-3}-10^{-4}$
	Sn purificat*	NI $10^{-3}-10^{-4}$	NI $10^{-3}-10^{-4}$	NI $10^{-3}-10^{-4}$
	Condensat*	$\simeq10^{-3}$	$\simeq10^{-1}$	$10^{-2}-10^{-3}$

* Se dă concentrația argintului în probele de Sn p.a. care a conținut argint; p = procente; z. p. = mai mult de 10% (aprecieri spectrografice)

Procesul s-a efectuat în curent de argon purificat, pentru a se evita oxidarea staniului.

Pentru lucrările de purificare prin topire zonară s-a utilizat o instalație cu nacelă orizontală în care deplasarea zonei topite s-a realizat prin deplasarea încălzitorului. Ca material pentru construirea nacelei și a tubului în care s-a așezat nacela, s-a ales cuarțul. În cazul de față nacelele nu s-au spart, așa cum s-a întîmplat la distilarea impurităților, și aceasta pentru faptul că metalul aflat în nacelă n-a fost topit deodată în întregime. Pentru stabilirea lungimii zonei, care să corespundă condițiilor optime de purificare, încălzitorul utilizat a fost prevăzut în ambele părți ale rezistenței electrice cu refrigerenți de cupru răciți cu apă.

Instalația (fig. 1 : *1* — nacelă de cuarț ; *2* — tub de cuarț ; *3* — încălzitor electric ; *4* — cameră de răcire ; *5* — cărucior ; *6* — cadru metalic ; *7* — motor electric ; *8* — reductor turație ; *9* — reductor turație ; *10* — butelie de argon ; *11* — rotametru ; *12* — coloană cu $CaCl_2$; *13* — coloană cu silicagel ; *14* — cuptor electric ; *15* — tub de cuarț cu umplutură din titan metalic ; *16* — coloană cu bile de sticlă) a constat deci dintr-o nacelă de cuarț *1*, de 440 mm lungime și cu diametrul de 25 mm, în care s-a introdus bara de staniu pentru purificare. Aceasta a fost închisă apoi într-un tub de cuarț *2*, de 1 000 mm lungime, cu diametrul de 35 mm, în interiorul căruia s-a introdus argon purificat. Tubul de cuarț a fost susținut pe doi suporți metalici fixați la cele două capete ale unui cadru dreptunghiular *6*. Cele două laturi lungi ale acestui cadru au fost formate din cîte o bară metalică cu diametrul de 8 mm și au servit ca bare de ghidaj pentru căruciorul cu roți *5*. Pe acest cărucior sînt fixate încălzitoarele. Deplasarea căruciorului este realizată de motorul electric *7*. Pentru obținerea vitezei de deplasare dorite, acest motor este cuplat cu două reductoare de turație *8*, *9* (primul cu raport de reducție 1 : 12, al doilea 1 : 17 000), care permit reducerea turației dela 2 800 la 250 rot/min și apoi la o jumătate rot/h. Pe axul celui de-al doilea reductor se fixează niște tamburi ale căror diametre au fost alese astfel, încît la turația rezultată să se obțină viteza dorită (între 20 și 40 mm/h).

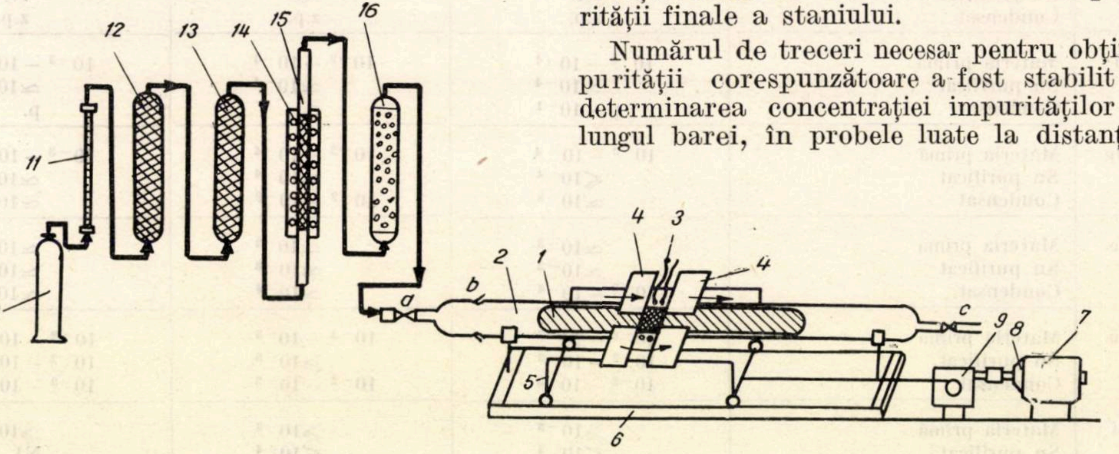


Fig 1

Încălzitorul electric *3* pentru formarea zonei topite este confecționat din tablă de cupru de 1 mm grosime și este format din două camere de răcire semicilindrice, cu diametrul interior de 38 mm, unite între ele cu șuruburi. Spațiul dintre ele, larg de 25 mm, formează un lăcaș semicilindric, cu diametrul interior de 70 mm, în care se introduce rezistența electrică.

Instalația descrisă a avut o capacitate de 800 — 1 000 g/șarjă, adică două bare introduse în același tub și purificate în același timp cu ajutorul a patru încălzitoare (două încălzitoare pentru o bară, distanța dintre două încălzitoare fiind de 200 mm).

După introducerea nacelei care conține bara de staniu, tubul de cuarț *2* se purjează cu argon purificat timp de aproximativ o oră, la un debit de argon de 40 l/h. Se începe apoi încălzirea barei cu ajutorul încălzitorului.

Reglarea lungimii zonei s-a realizat prin reglarea intensității curentului electric cu ajutorul unui autotransformator. După formarea zonei se scade intensitatea curentului de încălzire și se începe deplasarea căruciorului. În tot acest timp debitul de apă utilizat în camerele de răcire ale încălzitorului este de 20 l/h. După ce zona parcurge bara, se începe o nouă trecere.

Cu ajutorul instalației descrise s-au efectuat lucrări experimentale care au cuprins studiul influenței numărului de treceri zonare asupra purității finale a staniului.

Numărul de treceri necesar pentru obținerea purității corespunzătoare a fost stabilit prin determinarea concentrației impurităților de-a lungul barei, în probele luate la distanța de 30 mm una de cealaltă, după 5, 10, 15 și 25 treceri zonare.

Rezultatele analizelor spectrale prelucrate sînt prezentate în tabela 4. Din datele acestei tabele rezultă că toate impuritățile prezente se deplasează o dată cu zona topită spre capătul lingoului care reprezintă de fapt capătul final al topirii zonare. De asemenea, se vede că prin mărirea numărului de treceri, lungimea lingoului cu puritate maximă crește. Aceasta se explică prin faptul că toate impuritățile prezente în staniu au un coeficient de repartiție mai mic decît 1. Din acest motiv ele se concentrează la capătul final al lingoului unde, prin mărirea numărului de treceri, concentrația lor crește, datorită deplasării lor o dată cu zona topită.

În cazul cuprului, de exemplu, concentrația lui în materia primă (Sn purificat prin distilare) a fost de $\simeq 10^{-3}$%. După un număr de zece treceri zonare, concentrația lui a fost sub limita de detecție a analizei, pe o lungime de 44% din lungimea lingoului. După 15 și 25 treceri, concentrația acestui element este sub limita de detecție a analizei pe o lungime de 65, respectiv 72% din lungimea lingoului. În schimb, în partea impură a barei, concentrația lui a crescut la $10^{-2} - 10^{-3}$ %.

Din tabela 5 se observă bine creșterea porțiunii pure a barei o dată cu creșterea numărului de treceri pentru fiecare element în parte. În cazul plumbului și al bismutului aceasta nu se observă deoarece în materia primă concentrația lor a fost sub limita de detecție a metodei de analiză.

După cum se vede din tabela 4, lingoul de staniu purificat prin topire zonară se poate împărți în diferite porțiuni cu puritate diferită. După 15 treceri, de exemplu, porțiunea de bară spectral pură reprezintă 50% din bară, în timp ce după 25 treceri, 68%.

Pentru a elucida influența concentrației inițiale a impurităților asupra eficacității topirii zonare, s-a supus topirii zonare un lingou de staniu tehnic. Rezultatele analizelor se prezintă în tabela 6. Probele s-au luat din 5 în 5 cm după

Tabela 4

Impuritatea	Concentrația în materia primă, %	5 treceri		10 treceri		15 treceri		25 treceri	
		Concentrația	Lungimea segmentului cu aceeași concentrație, %	Concentrația	Lungimea segmentului cu aceeași concentrație, %	Concentrația	Lungimea segmentului cu aceeași concentrație, %	Concentrația	Lungimea segmentului cu aceeași concentrație, %
Sb	NI	—	—	—	—	NI	0–100	NI	0–100
In	$\simeq10^{-4}$	$\simeq10^{-4}$ $10^{-3}-10^{-4}$	0– 79 79–100	NI $\simeq10^{-4}$ $10^{-3}-10^{-4}$	0– 37 37– 93 93–100	NI $\simeq10^{-4}$	0– 50 50–100	NI $\simeq10^{-4}$ $\simeq10^{-3}$	0– 68 68– 84 84–100
Bi	NI	NI	0–100	NI	0–100	NI	0–100	NI	0–100
Pb	NI	NI	0–100	NI	0–100	NI	0–100	NI	0–100
Si	$\simeq10^{-4}$	$\simeq10^{-4}$	0–100	$\simeq10^{-4}$ $10^{-3}-10^{-4}$	0– 45 45–100	NI $>10^{-4}$	0– 84 84–100	NI $>10^{-4}$	0– 84 84–100
Mg	$\simeq10^{-4}$	$\simeq10^{-4}$	0–100	$\simeq10^{-4}$ $10^{-3}-10^{-4}$	0– 78 78–100	NI $\geqslant10^{-4}$	0– 50 50–100	NI $\geqslant10^{-4}$	0– 68 68–100
Fe	$10^{-3}-10^{-4}$	$>10^{-4}$ $\simeq10^{-3}$	0– 78 78–100	$\geqslant10^{-4}$ $\simeq10^{-3}$	0– 78 78–100	NI $\simeq10^{-4}$ $10^{-3}-10^{-4}$	0– 68 68– 84 84–100	NI $\simeq10^{-4}$ $\simeq10^{-3}$	0– 76 76– 84 84–100
Cu	$\simeq10^{-3}$	— — —	— — —	NI $\simeq10^{-4}$ $10^{-2}-10^{-3}$	0– 45 45– 78 78–100	NI $10^{-2}-10^{-3}$	0– 65 65–100	NI $10^{-2}-10^{-3}$	0 –72 72–100
Al	NI	NI	0–100	NI	0–100	NI	0–100	NI	0–100
Ca	$\simeq10^{-4}$	$\simeq10^{-4}$	0–100	$<10^{-4}$ $10^{-3}-10^{-4}$	0– 65 65–100	10^{-4}–NI $10^{-3}-10^{-4}$	0– 72 72–100	10^{-4}–NI $10^{-3}-10^{-4}$	0 –72 72–100
Ag	$\geqslant10^{-4}$	$\simeq10^{-4}$ $10^{-3}-10^{-4}$	0– 56 56–100	NI $>10^{-4}$	0– 50 50–100	NI $10^{-3}-10^{-4}$	0– 60 60–100	NI $10^{-3}-10^{-4}$	0 –80 80–100

Tabela 5

	Timpul, h	Sb	In	Bi	Pb	Si	Mg	Fe	Cu	Al	Ca	Ag
Sn tehnic		$>10^{-3}$	$10^{-3}-10^{-4}$	$\simeq10^{-1}$	$1-10^{-1}$	$10^{-3}-10^{-4}$	$>10^{-4}$	$10^{-3}-10^{-4}$	$\geqslant10^{-4}$	$>10^{-4}$	$>10^{-4}$	NI
Sn purificat	5*	$\simeq10^{-3}$	$10^{-3}-10^{-4}$	NI	NI	$10^{-3}-10^{-4}$	$\simeq10^{-4}$	$10^{-3}-10^{-4}$	$\geqslant10^{-4}$	$>10^{-4}$	$>10^{-4}$	NI
Sn purificat	10	$<10^{-3}$–NI	$\simeq10^{-4}$–NI	NI	NI	$\simeq10^{-4}$	$\simeq10^{-4}$	$10^{-3}-10^{-4}$	$\geqslant10^{-4}$	NI	$\simeq10^{-4}$	NI
Sn purificat	15	NI	$>10^{-4}$–NI	NI	NI	$\simeq10^{-4}$	$\geqslant10^{-4}$	$>10^{-4}$	$>10^{-4}$	NI	$>10^{-4}$	NI

Tabela 6

Impuritățile	Nr. de benzi zonale	Concentrația impurităților în probe luate la diferite distanțe de la capătul inițial al barei, %									
		1 cm	6 cm	11 cm	16 cm	21	26	31	36	41	46
In	10	$>10^{-4}$	$>10^{-4}$	$10^{-3}-10^{-4}$	$>10^{-4}$	$10^{-3}-10^{-4}$	$10^{-3}-10^{-4}$	$10^{-3}-10^{-4}$	$10^{-3}-10^{-4}$	$10^{-3}-10^{-4}$	$10^{-4}-10^{-4}$
	20	$\simeq10^{-3}$	$10^{-3}-10^{-4}$	$10^{-3}-10^{-4}$	$>10^{-4}$	$>10^{-4}$	$10^{-3}-10^{-4}$	$10^{-3}-10^{-4}$	$\simeq10^{-3}$	$\simeq10^{-3}$	$\geqslant10^{-3}$
Sb	10	$>10^{-2}$	10^{-2}	$\simeq10^{-2}$	$10^{-2}-10^{-3}$	$>10^{-2}$	$>10^{-2}$	$>10^{-2}$	$\simeq10^{-2}$	$\simeq10^{-4}$	$\simeq10^{-2}$
	20	$10^{-1}-10^{-2}$	$\simeq10^{-2}$	$10^{-2}-10^{-3}$	$10^{-1}-10^{-3}$	$\simeq10^{-2}$	$\simeq10^{-2}$	$>10^{-2}$	$10^{-2}-10^{-3}$	$>10^{-2}$	$>10^{-2}$
Bi	10	NI	$\simeq10^{-2}$	$\simeq10^{-2}$	$10^{-2}-10^{-3}$	$\simeq10^{-2}$	$\simeq10^{-2}$	$\simeq10^{-2}$	10^{-2}	$10^{-1}-10^{-2}$	$10^{-1}-1^{-2}$
	20	NI	$\simeq10^{-2}$	$10^{-2}-10^{-3}$	$\simeq10^{-2}$	$\simeq10^{-2}$	$10^{-1}-10^{-2}$	$\simeq10^{-2}$	$10^{-1}-10^{-2}$	$10^{-1}-10^{-2}$	$\simeq10^{-2}$
Pb	10	$\simeq10^{-3}$	p	p	p	p	p	p	p	p	p
	20	$10^{-2}-10^{-3}$	p	$10^{-1}-$ p	p	p	p	p	p	p	$10^{-1}-$ p
Si	10	$>10^{-4}$	$>10^{-4}$	$\simeq10^{-4}$	$\simeq10^{-4}$	$\simeq10^{-4}$	$\simeq10^{-4}$	$\simeq10^{-4}$	$>10^{-4}$	$>10^{-4}$	$>10^{-4}$
	20	$>10^{-4}$	$10^{-3}-10^{-4}$	$>10^{-4}$	$>10^{-4}$	$\geqslant10^{-4}$	$\simeq10^{-4}$	$\geqslant10^{-4}$	$>10^{-4}$	$\simeq10^{-4}$	$\geqslant10^{-4}$
Mg	10	$\geqslant10^{-4}$	$\geqslant10^{-4}$	$\simeq10^{-4}$	$\simeq10^{-4}$	$\geqslant10^{-4}$	$\simeq10^{-4}$	$\simeq10^{-4}$	$\geqslant10^{-4}$	$\geqslant10^{-4}$	$\geqslant10^{-4}$
	20	$>10^{-4}$	$\geqslant10^{-4}$	$\geqslant10^{-4}$	$>10^{-4}$	$\geqslant10^{-4}$	$10^{-3}-10^{-4}$	$10^{-3}-10^{-4}$	$10^{-3}-10^{-4}$	$10^{-3}-10^{-4}$	$10^{-3}-10^{-4}$
Fe	10	$\simeq10^{-3}$	$>10^{-4}$	$\simeq10^{-3}$	$\simeq10^{-3}$	$>10^{-4}$	$>10^{-4}$	$>10^{-4}$	$\geqslant10^{-4}$	$>10^{-4}$	$>10^{-4}$
	20	$10^{-3}-10^{-4}$	$>10^{-3}$	$\simeq10^{-3}$	$\simeq10^{-3}$	$\simeq10^{-3}$	$10^{-3}-10^{-4}$	$10^{-3}-10^{-4}$	$\simeq10^{-3}$	$\simeq10^{-3}$	10^{-3}
Cu	10	$\simeq10^{-2}$	$10^{-1}-10^{-2}$	$\simeq10^{-2}$	$10^{-1}-10^{-2}$	$\simeq10^{-2}$	$10^{-1}-10^{-2}$	$10^{-1}-10^{-2}$	$\simeq10^{-1}$	$10^{-1}-10^{-2}$	$\simeq10^{-1}$
	20	$\simeq10^{-2}$	$\geqslant10^{-2}$	$\geqslant10^{-2}$	$\simeq10^{-2}$	$10^{-1}-10^{-2}$	$\geqslant10^{-2}$	$\simeq10^{-1}$	$10^{-1}-10^{-2}$	$\simeq10^{-1}$	$\simeq10^{-2}$
Al	10	NI	NI	NI	NI	NI	NI	NI	NI	NI	$\simeq10^{-1}$
	20	NI	$\geqslant10^{-3}$	$\simeq10^{-3}$	NI	NI	NI	NI	NI	NI	NI
Ca	10	$>10^{-4}$	$10^{-3}-10^{-4}$	$>10^{-4}$	$10^{-3}-10^{-4}$	$>10^{-4}$	$>10^{-4}$	$>10^{-4}$	$>10^{-3}$	$>10^{-3}$	$>10^{-3}$
	20	$>10^{-4}$	$>10^{-3}$	$>10^{-4}$	$>10^{-4}$	$\simeq10^{-4}$	$>10^{-4}$	$10^{-3}-10^{-4}$	$10^{-3}-10^{-4}$	$10^{-3}-10^{-4}$	$10^{-3}-10^{-4}$
Ag	10	$10^{-3}-10^{-4}$	$10^{-3}-10^{-4}$	$\simeq10^{-4}$	NI	$\geqslant10^{-4}$	$>10^{-4}$	$>10^{-4}$	$>10^{-4}$	$10^{-3}-10^{-4}$	$10^{-3}-10^{-4}$
	20	$\simeq10^{-4}$	NI	$\simeq10^{-4}$	NI	NI	NI	$\simeq10^{-4}$	$>10^{-4}$	$>10^{-4}$	$\simeq10^{-3}$

Observații : Conținutul impurităților în Sn tehnic folosit a fost (%) : In—10^{-3}—10^{-4} ; Sb — $>10^{-3}$; Bi—10^{-2} — 10^{-3} ; Pb— ~1% ; Si— $\simeq10^{-3}$; Mg — 10^{-3}— 10^{-4} ; Fe— $\simeq10^{-3}$; Cu— $\simeq10^{-2}$; Al — $\geqslant10^{-3}$; Ca — 10^{-3} — 10^{-4}.

10 şi 20 treceri. Se constată că topirea zonară în acest caz a avut un efect mult mai scăzut decît în cazul staniului purificat în prealabil prin distilarea impurităţilor. Totuşi se poate constata o evidentă concentrare a impurităţilor la capătul final al lingoului. Concentraţia impurităţilor în acest lingou însă nu a scăzut sub limita sensibilităţii analizei spectrale, excepţie făcînd aluminiul.

Concluzii. S-a studiat şi pus la punct procedeul de obţinere a staniului de puritate 99,999 — 99,9999%. Procedeul aplicat cuprinde două faze: purificarea prin distilarea impurităţilor în vid înaintat; purificarea prin topire zonară.

Pentru fiecare fază s-a studiat influenţa parametrilor asupra procesului de purificare, stabilindu-se următoarele condiţii optime de lucru:

— la faza de purificare prin distilarea impurităţilor în vid înaintat: temperatura 1 150°C; presiunea în instalaţie $10^{-4} - 10^{-5}$ mm col. Hg; timpul de purificare — 10 h;

— la faza de purificare prin topire zonară: numărul de treceri $n = 20$; lungimea zonei topite $l = 25 - 30$ mm; viteza de deplasare a zonei $v = 40$ mm/h.

Procesul de purificare prin distilarea impurităţilor în vid înaintat are loc practic fără pierderi tehnologice de staniu.

La faza de purificare prin topire zonară randamentul în produs purificat este de 70%.

BIBLIOGRAFIE

[1] Alexandrov B. N., Verkin B. I. şi Lazarev B. G. Fizika metallov i metallovedenie, vol. 2, 1956, p. 100—104.

[2] Alexandrov B. N., Verkin B. I. şi Lazarev B. G. Fizika metallov i metallovedenie, vol. 2, 1956, p. 93—99.

[3] Hajicek O. Hutnické Listy, nr. 3, 1948, p. 265—270.

[4] Valentiner S. Metallkunde 32, 1940, p. 31—35.

[5] Baimakov A. Iu. Ţvetnie metallî, nr. 8, 1956, p. 51—58.

DIN CUPRINSUL Nr. 12/1966

Tripşa I. şi *Cosma D.*: **Contribuţii la studiul elaborării oţelurilor cu proprietăţi superioare.**

Dumitrescu Tr., *Sofroni L.*, *Cosneanu C.*, *Toma I.* şi *Stălinescu I.*: **Contribuţii asupra turnării cilindrilor la laminor cu crustă dură din fontă tratată cu magneziu.**

Dimboiu C., *Tudoran P.* şi *Giacomelli I.*: **Cercetări privind legătura dintre unele caracteristici ale fontelor cenuşii şi viteza de propagare a sunetului.**

Oprescu I.: **Metodă pentru calculul caracteristicilor agregatelor continue de tratament termic.**

Cosneanu C., *Landes V.*, *Sofroni L.* şi *Necula I.*: **Încercări experimentale în fază pilot pentru prepararea amestecurilor fluide cu autoîntărire.**

Dumitrescu Th., *Ghinea M.*, *Ivan M.*, *Dobrescu R.* şi *Negrescu C.*: **Instalaţie radiometrică pentru controlul nivelului încărcăturii din cubilou.**

Negruş O.: **Aplicarea practică a metodelor chimice de analiză a azotului din oţeluri.**

Dumitraşcu P. şi *Murguleţ N.*: **Fenomenul plasmatic şi tehnica metalurgică.**

Pridvornic M.: **Stadiul actual şi perspectivele dezvoltării producţiei de piese forjate în Republica Socialistă România.**

Herşcovici P.: **Aspecte privind protecţia, securitatea şi igiena muncii în unele tehnologii din domeniul metalurgiei pulberilor.**

Pilly N.: **Din trecutul producţiei de fontă în regiunea munţilor Poiana Ruscă,**

CZ 662.749.2

Reactivitatea cocsului „în bucată"

Ing. I. BARBU și chim. GABRIELA REINHORN
Institutul de cercetări metalurgice

Una din problemele cele mai dificile, legată de determinarea caracteristicilor cocsului, de evaluarea unei însușiri care poate să aibă influență asupra comportării în furnal și în diferite alte utilizări, este problema aprecierii reactivității.

Deși numărul lucrărilor privind reactivitatea este deosebit de mare, totuși nici pînă astăzi nu poate fi stabilit, în mod sigur, sensul de variație favorabil sau nefavorabil pentru această caracteristică [1]—[8]. O reactivitate prea ridicată duce la un consum prea mare de cocs, o reactivitate prea mică împiedică desfășurarea normală a procesului de reducere.

Majoritatea metodelor standardizate și folosite cu succes pînă în prezent pentru caracterizarea cocsului din punct de vedere al reactivității sale, respectiv al comportării față de bioxidul de carbon, folosesc, pentru determinare, cocs de granulație mică (0,5 — 1 mm, 1 — 3 mm etc.). Această soluție a fost adoptată pe baza faptului că, în zona reducătoare a principalelor procese tehnologice metalurgice, fenomenul de reducere a carbonului de către bioxidul de carbon are loc într-un domeniu de temperatură relativ joasă (cca. 900°C), într-un domeniu în care reacția are loc lent (domeniul reacției chimice) cînd în interiorul bucăților de cocs concentrația bioxidului de carbon este aceeași ca și în faza gazoasă, difuzia gazului în pori fiind neglijabilă.

De asemenea, proba granulată asigură o mai bună omogenizare a materialelor luate în lucru, estompînd diferențele ce pot surveni datorită porozității neuniforme a bucăților de cocs, și a caracteristicilor ce depind de zona de temperatură în care au fost cocsificate acestea (de exemplu la peretele camerei, la mijloc etc.).

În același timp, studiul reactivității efectuîndu-se asupra unor cocsuri la care materia primă și condițiile de producere sînt practic constante (huile de cocs și cuptoare orizontale de cocsificare), iar forma și comportarea la ardere a bucăților de cocs asemănătoare, deosebirile privind reactivitatea au putut fi caracterizate prin cercetarea reactivității materialului mărunt.

Deoarece studiile efectuate de autori s-au ocupat în mod special de cunoașterea caracteristicilor diferitelor tipuri de cocs clasic folosite în furnal, comparativ cu cocsul brichete, s-a căutat ca după obținerea unor game de valori comparative prin metodele clasice (Koppers și CEE—ONU) să se cuprindă, printr-o metodă adecvată, și modificările ce pot surveni nu numai datorită modificărilor de materie primă și de structură, cît și cele care se datoresc schimbării mărimii bucăților de cocs și care cuprind atît influența porozității, cît și a mersului cocsificării (temperatură, timp etc.).

În acest caz, s-au pregătit probe din bucăți de mărime 25 — 30 mm, obținute din probe medii mari, de granulații industriale. S-a ales un domeniu restrîns de granulație pentru a asigura, pe cît posibil, reproductibilitatea rezultatelor, evitînd un mers preferențial al reacției datorită influenței mărimii bucății.

Pentru efectuarea determinării s-a folosit principiul de lucru al metodei clasice — Koppers — respectiv gazeificarea probei de cocs la 950°C în curent de bioxid de carbon, și analiza gazului la ieșire. Instalația folosită a fost identică cu cea a metodei clasice, cu excepția tubului de reacție (cuarț) care în cazul de față a avut diametrul de 40 mm. S-a menținut aceeași viteză de reacție a gazului, deci și același timp de contact gaz—solid, lucrîndu-se cu un debit de gaz $Q = 67{,}5$ l/h, corespunzător modificării diametrului tubului de reacție. Pentru a menține proba în aceeași zonă de temperatură a cuptorului, s-a lucrat cu o probă de cocs de 50 g, care s-a așezat în tubul de reacție pe o înălțime echivalentă cu cea ocupată de cei 34 cm^3 ai probei Koppers.

Cu această metodă s-a obținut o nouă gamă de valori pentru reactivitatea diferitelor tipuri de cocs, care păstrează însă același sens: cocsuri clasice de import (U.R.S.S. și R.S.C.S.); cocs clasic C.S.H.; cocs brichete I.C.E.M. — industrial; cocs brichete I.C.E.M, — pilot; brichete de cocs oxidate; mangal, ca și rezultatele obținute prin metodele clasice, schimbîndu-se însă raportul absolut dintre ele.

În tabela 1 și în figurile 1 și 2 (*1* — mangal; *2* — brichete de cocs oxidate; *3* — cocs brichete I.C.E.M. — pilot; *4* — cocs brichete I.C.E.M. — industrial; *5* — cocs clasic C.S.H.; *6* — cocs

Tabela 1

Materialul	Metoda Koppers			Metoda „în bucată"	
	Media, la 1 h	Media, la 2 h	Arderea, %	Media, 1 h	Arderea, %
Cocs clasic C.S.H.	62	61	14,6	23	7,63
Cocs clasic U.R.S.S.	35	39	12,0	11	f. mică
Cocs clasic R.S.C.S.	34	34	10,0	13	4,84
Cocs brichete I.C.E.M.	78	71	20,0	33	8,25
Cocs brichete I.C.E.M. — pilot	111	114	43,9	56	22,30
Brichete de cocs oxidate	136	106	70,7	85	47,3
Mangal	156	—	(—)	130	(—)

clasic R.S.C.S. ; *7*—cocs clasic U.R.S.S.) sînt prezentate reactivitățile, prin metoda „în bucată”, și metoda Koppers pe granulație 0,5 — 1 mm, pentru probele de cocs studiate, iar în figura 3 (*1* — mangal ; *2* — brichete de cocs oxidate ; *3* — brichete I.C.E.M. — pilot ; *4* — cocs brichete I.C.E.M.—industrial ; *5* — cocs clasic C.S.H. ; *6* — cocs clasic R.S.C.S. ; *7* — cocs clasic U.R.S.S.) sînt reprezentate comparativ rezultatele obținute, pentru fiecare cocs în parte, prin cele două metode.

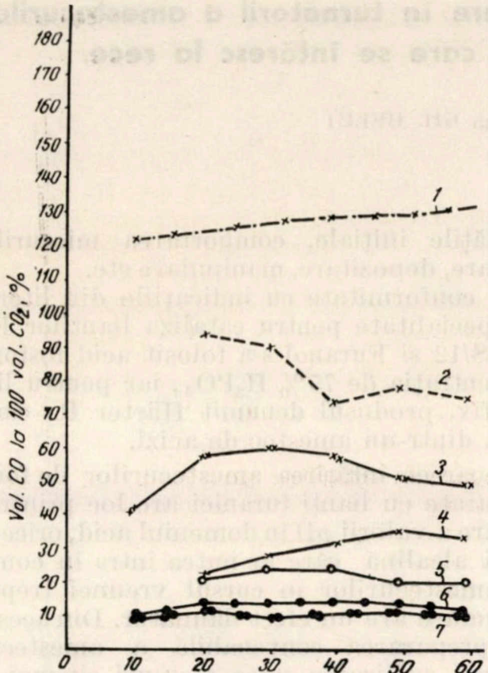


Fig. 1

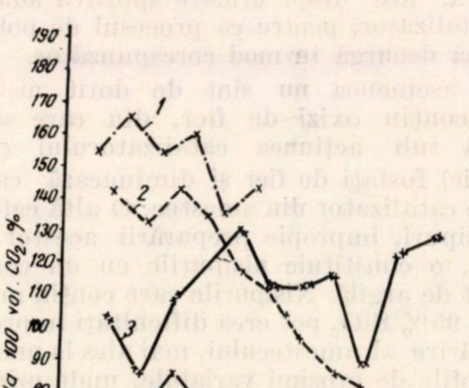


Fig. 2

Toate aceste date arată deosebita importanță a mărimii bucăților asupra participării cocsului la reacție și permit a se trage concluzia că pentru cocsuri de proveniență și structură diferite reactivitatea determinată pe granulațiile mici nu este suficient de lămuritoare, mai ales la compararea lor.

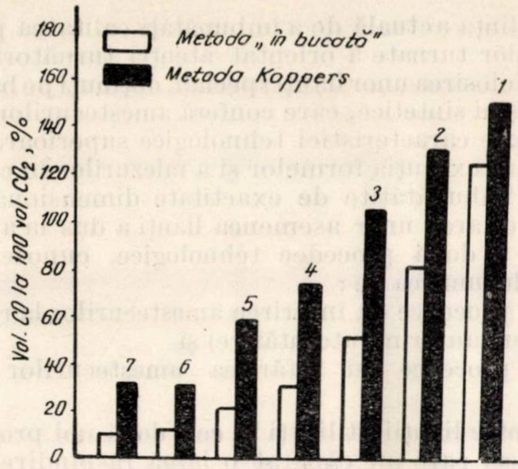


Fig. 3

BIBLIOGRAFIE

[1] Guérin H. *Le problème de la réactivité des combustibles solides.* Paris, Dunod, 1945.

[2] Holzhey J. *Vergleichende Betrachtungen über das Metallurgische Verhalten des Braunhoklen Hochtemperaturkoks.* Freiberger Forschungschefte, B. 13, 1957.

[3] Bastick M. *Développement de la microporosité pendant la gezeification.* Bull. Soc. Chim., 7, 1957, p. 916—922.

[4] Boyer A. F., Durand G. și Payen P. *La réactivité des cokes.* Chemie et industrie, vol. 80, nr. 3, 1958, p 220—233.

[5] Peters W. și Lask W. *Gas und Wärmetransport bei der Vergasung von Elektrodenkoksstücken.* Brennstoff-Chemie, B. 42, nr. 3, 1961, p. 84—90.

[6] Peters W. și Lask W. *Abhängigkeit von Stückgrösse und Lage im Koksofen.* Brennstoff—Chemie, B. 42, nr. 10, 1961, p. 323—328.

[7] Peters W. și Langhoff J. *Reacktionsfähigkeit und innere Struktur von Formkoks während des Abbrandes im Kupoloffen.* Brennstoff-Chemie, B. 44, nr. 2, 1963, p. 43—48.

[8] Koch K. H. și Peters W. *Messung der Reaktionsfähigkeit an koksschüttungen technischer Stückgrosse. Die Trommelfestigkeit nach Teilvergasung.* Brennstoffchemie, B. 44, nr. 12, p. 383—387.

CZ 621.742.48 :620.174

Consideraţii asupra posibilităţilor de utilizare în turnătorii a amestecurilor cu lianţi pe bază de răşini furanice care se întăresc la rece

Ing. VIRGINIA POENIŢA şi ing. GH. BELEI
I.C.T.C.M.

Tendinţa actuală de a îmbunătăţi calitatea pieselor turnate a orientat atenţia turnătorilor spre folosirea unor lianţi speciali, obţinuţi pe bază de răşini sintetice, care conferă amestecurilor de formare caracteristici tehnologice superioare şi asigură execuţia formelor şi a miezurilor în condiţii îmbunătăţite de exactitate dimensională. Dezvoltarea unor asemenea lianţi a dus la apariţia a două procedee tehnologice, cunoscute sub denumirea de :

— procedee cu întărirea amestecurilor la rece (la aer sau prin autoîntărire) şi

— procedee cu întărirea amestecurilor la cald.

Dintre lianţii utilizaţi în cele două noi procedee, cei care au căpătat o largă răspîndire în turnătoriile din Anglia, R.F.Germană, Italia şi mai ales în S.U.A. sînt obţinuţi din răşini pe bază de derivaţi furanici.

Performanţele realizate în precizia şi calitatea suprafeţelor pieselor turnate, de turnătoriile din străinătate care utilizează amestecuri de formare preparate cu asemenea lianţi, au dezvoltat un interes deosebit şi în turnătoriile din ţara noastră.

Deoarece există perspectiva ca şi în ţara noastră să se obţină răşini pe bază de derivaţi furanici la scară necesară, s-au studiat caracteristicile tehnologice ale amestecurilor pentru miezuri şi forme preparate cu lianţi de acest gen. În acest scop, s-au efectuat o serie de încercări de laborator, folosindu-se lianţi procuraţi din import, cu utilizare în procedeul de întărire la rece. Acest procedeu, prin faptul că aplicarea lui poate fi făcută în general fără investiţii sau cu un volum redus, este deosebit de rentabil, mai ales în cazul producerii miezurilor şi formelor necesare turnării pieselor individuale şi de serie mică.

Lianţii din import folosiţi în încercările efectuate au fost procuraţi sub denumirea comercială de Furanol, Fursatil CS/12 şi Resifix, de la firmele S.I.P.A.G. (Italia), Foseco — Fordath (Anglia) şi Dr.Raschig (R.F.Germană).

Prin încercările de laborator efectuate cu aceşti lianţi s-a urmărit influenţa pe care o au diverşi factori asupra caracteristicilor de rezistenţă ale amestecurilor preparate. S-a urmărit şi modul de preparare al amestecurilor, durata în care amestecurile preparate îşi conservă proprietăţile iniţiale, comportarea miezurilor la turnare, depozitare, manipulare etc.

În conformitate cu indicaţiile din literatura de specialitate pentru cataliza lianţilor Fursatil CS/12 şi Furanol s-a folosit acid fosforic cu concentraţia de 75% H_3PO_4, iar pentru liantul Resifix, produsul denumit Härter P., care rezultă dintr-un amestec de acizi.

Deoarece întărirea amestecurilor de formare preparate cu lianţi furanici are loc printr-o deplasare a valorii pH în domeniul acid, orice substanţă alcalină care ar putea intra în compoziţia amestecurilor în cursul vreunei trepte de prelucrare are un efect dăunător. Din acest motiv, prepararea convenabilă a amestecurilor reclamă utilizarea unor nisipuri cît mai pure, lipsite de săruri alcaline (cum sînt, de exemplu, carbonaţii). Prezenţa acestora, în oricît de mică măsură, are drept urmare sporirea adaosului de catalizator, pentru ca procesul de polimerizare să decurgă în mod corespunzător.

De asemenea nu sînt de dorit nisipurile care conţin oxizi de fier, din care se formează sub acţiunea catalizatorului (acidul fosforic) fosfaţi de fier şi diminuează cantitatea de catalizator din amestec. O altă categorie de nisipuri, impropie preparării acestor amestecuri, o constituie nisipurile cu un conţinut ridicat de argilă. Nisipurile care conţin mai puţin de 95% SiO_2 pot crea dificultăţi în procesul de întărire al amestecului, mai ales la miezurile cu profile de grosimi variabile, unde prin acumularea impurităţilor unele părţi ale miezului pot rămîne neîntărite.

Se acordă o atenţie deosebită şi instalaţiilor în care se prepară amestecurile. Astfel, amestecătoarele şi instalaţiile în care se prepară amestecuri cu lianţi pe bază de silicat de sodiu, ciment sau bentonită nu pot fi folosite decît dacă s-au curăţat în prealabil bine. Din această cauză nu sînt corespunzătoare nici cutiile de miez protejate prin vopsele pe bază de silicat de sodiu sau altă vopsea cu caracter alcalin. S-a constatat, de asemenea, că nisipurile trebuie să fie folosite la preparare în stare uscată şi cît mai reci. În încercările efectuate s-a utilizat un nisip provenit de la Vălenii de Munte, spălat şi sortat, ale cărui caracteristici se încadrează în condiţiile cerute la prepararea acestor amestecuri. În tabelele 1 şi 2 sînt redate caracteristicile granulometrice şi chimice ale acestui nisip.

Tabela 1

Conţinut în PL, %	Refuzul, % pe sita de . . . mm								
	1,0	0,63	0,4	0,3	0,2	0,16	0,10	0.063	(tava < 0,063)
0,3	0,10	0,40	1,7	4,5	34,8	28,6	29,8	—	—

Obs. granulaţia medie (M50) . . . . .0,18 mm.

Tabela 2

Conţinut de . . . ., %					
SiO_2	Al_2O_3	Fe_2O_3	CaO + MgO	$Na_2O + K_2O$	PC
95,7	1,5	0,16	0,3	urme	0,3

Pentru a se putea stabili comportarea amestecurilor realizate cu lianţi pe bază de derivaţi furanici, în încercările efectuate s-a urmărit influenţa asupra proprietăţilor amestecurilor a următorilor factori : adaosul de liant, adaosul de catalizator, durata de amestecare a componenţilor, temperatura de întărire a amestecurilor, conţinutul în argilă al nisipului.

Pentru urmărirea influenţei adaosului de liant s-au preparat amestecuri conţinînd între 0,5 şi 3 % liant, restul parametrilor menţinîndu-se constanţi. Prepararea s-a realizat într-un amestecător de laborator cu role, în următoarele condiţii : s-a amestecat nisipul cu catalizatorul timp de un minut, după care s-a adăugat liantul şi s-a continuat amestecarea timp de două minute. Din amestecul preparat s-au executat epruvete standard şi s-au măsurat rezistenţele la compresiune, forfecare şi încovoiere, după întărirea probelor timp de 1, 2, 3, 4 şi 24 h.

Se remarcă, în cazul unei măriri a adaosului de liant, o îmbunătăţire sensibilă a proprietăţilor de rezistenţă ale amestecurilor.

Deoarece însă mărirea adaosului de liant duce la micşorarea perioadei active a amestecului, fapt ce are drept efect întărirea prematură a amestecului de formare respectiv, se impune ca acesta să fie limitat la anumite valori. În condiţiile experimentărilor s-a constatat că amestecurile preparate cu lianţii denumiţi Fursatil CS/12 şi Resifix nu pot fi adăugaţi în amestec în proporţii ce depăşesc 2,5 %, în timp ce liantul Furanol poate ajunge pînă la 3 — 3,5%.

În cazul amestecurilor preparate cu produsul Furanol, se remarcă şi valorile mai scăzute ale caracteristicilor de rezistenţă.

Pentru verificarea influenţei adaosului de catalizator liantul s-a menţinut constant (2%), variindu-se proporţia de catalizator. Rezultatele indicate prin diagramele din figurile 4, 5 şi 6 arată că sporirea adaosului de catalizator influenţează între anumite limite, favorabil, caracteristicile de rezistenţă ale amestecului. În cazul liantului Furanol, catalizatorul poate fi mărit pînă la 60% (faţă de adaosul de liant) fără ca perioada activă a amestecului să fie diminuată. Nu se recomandă totuşi depăşirea unui procent de 40% a catalizatorului, deoarece aceasta provoacă aderenţe puternice pe pereţii cutiei de miez. În cazul celorlalţi lianţi depăşirea conţinutului de 50% catalizator are loc în dauna perioadei active a amestecului, avînd drept consecinţă scăderea caracteristicilor de rezistenţă ale acestuia.

Literatura de specialitate precizează că în multe cazuri prelungirea duratei de amestecare a componenţilor poate avea o influenţă favorabilă asupra vitezei de întărire a amestecurilor.

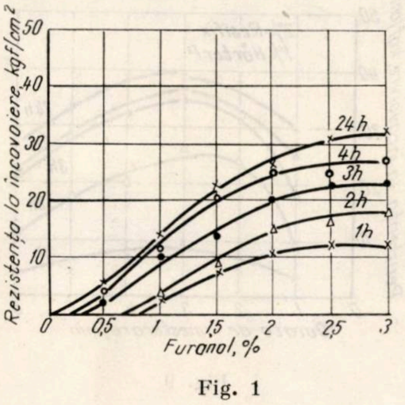


Fig. 1

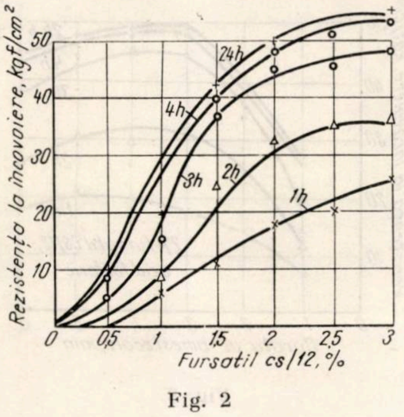


Fig. 2

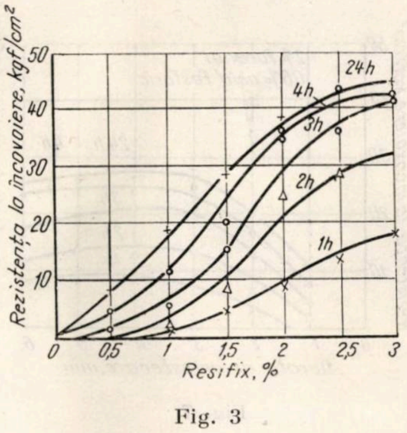


Fig. 3

Dintre rezultatele obţinute în aceste încercări se dau numai diagramele construite pe baza valorilor înregistrate în cazul verificării rezistenţei la încovoiere.

În figurile 1, 2 şi 3 se arată influenţa lianţilor Furanol, Fursatil CS/12 şi Resifix asupra rezistenţei la încovoiere, în funcţie de duratele diferite de menţinere pentru întărire.

Pentru a verifica în ce măsură timpii de amestecare influenţează proprietăţile tehnologice ale amestecurilor s-a efectuat o serie de încercări cu diferite durate totale de amestecare, cuprinse între 1 şi 6 min.

Experimentările s-au făcut cu reţete de amestecuri, care în încercările precedente au prezentat cele mai bune rezultate.

Din analiza rezultatelor obținute se remarcă faptul că mărirea duratei de amestecare a componenților, în cazul amestecurilor preparate cu cei trei lianți experimentați, nu are un efect favorabil asupra proprietăților de rezistență ale amestecurilor. Dimpotrivă, mărirea acestei durate la mai mult de 6 min, în cazul liantului Furanol, la mai mult de 5 min, în cazul liantului Fursatil CS/12, și la mai mult de 4 min, în cazul liantului Resifix, are un efect defavorabil asupra perioadei active și caracteristicilor de rezistență mecanică ale amestecurilor (fig. 7, 8 și 9). Durata de amestecare cea mai favorabilă este cuprinsă între 3 și 5 min, pentru amestecurile preparate cu Furanol și Fursatil, și între 2 și 4 min, pentru amestecurile preparate cu Resifix.

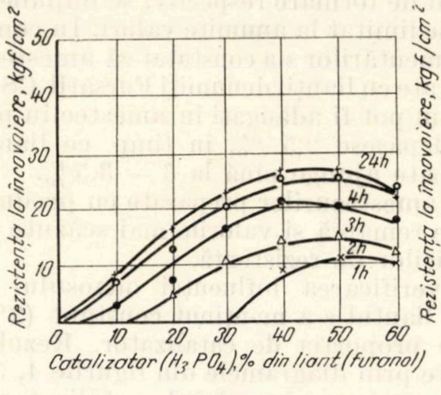


Fig. 4

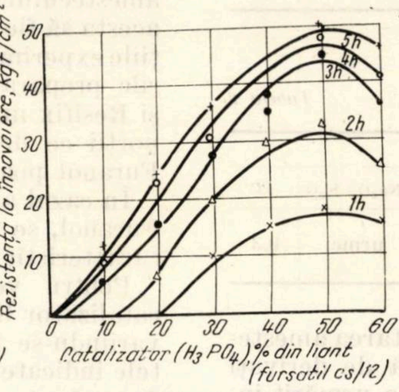


Fig. 5

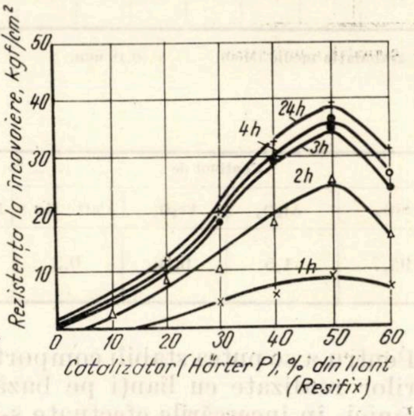


Fig. 6

Utilizarea unui nisip cald la prepararea amestecurilor cu întărire la rece favorizează declanșarea mai rapidă a reacției de polimerizare, fapt care influențează defavorabil perioada activă a amestecului, ceea ce se traduce printr-o polimerizare prematură a amestecului, încă din perioada de preparare. Încercările efectuate în această direcție, cu nisip încălzit pînă la 35°C, nu au dat rezultate satisfăcătoare. S-a mai remarcat că după preparare și formare, amestecurile menținute în medii cu temperatură variabilă se comportă diferit. Pentru a se verifica această remarcă, s-au efectuat încercări sistematice cu epruvete care pentru întărire au fost menținute la temperaturile de 10, 20 și 40°C. Încercările s-au făcut cu cele trei tipuri de amestecuri care au dat rezultate satisfăcătoare în experimentările anterioare.

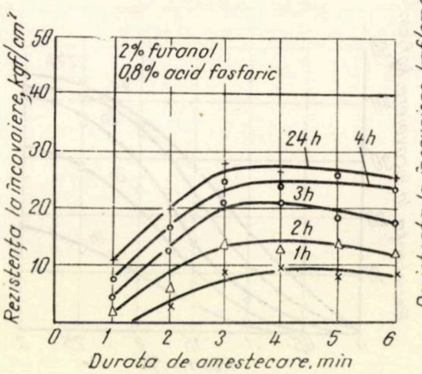


Fig. 7

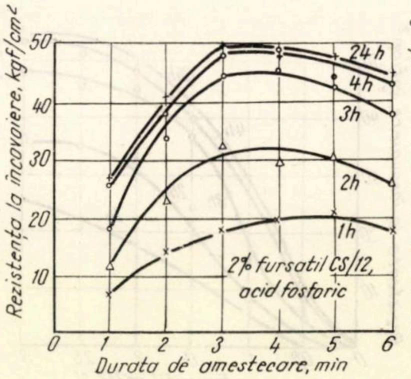


Fig. 8

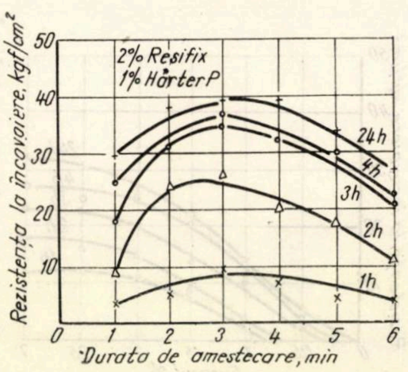


Fig. 9

Rezultatele obținute în aceste experimentări, în cazul măsurării rezistenței la încovoiere a amestecurilor, arată influența sensibilă pe care temperatura mediului în care se depozitează formele și miezurile o are asupra vitezei de întărire a acestora (fig. 10, 11 și 12).

Astfel, creșterea temperaturii mediului de depozitare, de la 10 la 20°C, determină o mărire a vitezei de întărire a amestecurilor de peste 2 ori, fapt care se confirmă atît prin valorile obținute la verificarea rezistențelor amestecurilor, cît și prin schimbarea culorii acestora în verde caracteristic. Mărirea temperaturii mediului la 40°C are ca urmare o creștere rapidă a vitezei de întărire a amestecurilor, însoțită însă de o micșorare a rezistenței acestora, ca urmare a degradării amestecurilor.

Dintre elementele conținute în nisip, cel care prezintă neajunsuri la prepararea amestecurilor cu întărire la rece îl constituie mai ales argila. S-au efectuat o serie de încercări, la care s-a variat conținutul de argilă între 0,1 și 0,7%, utilizînd două rețete de amestecuri: *a*) 97% nisip cuarțos (Văleni); 2% liant Fursatil CS/12 — 1% acid fosforic (75% H_3PO_4) (fig. 13); *b*) 97% nisip cuarțos (Văleni); 2% liant Resifix; 1% catalizator Härter P. (fig. 14).

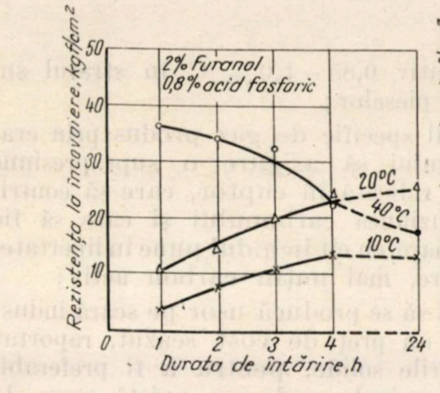


Fig. 10

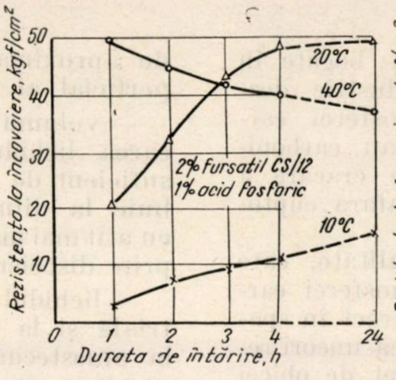


Fig. 11

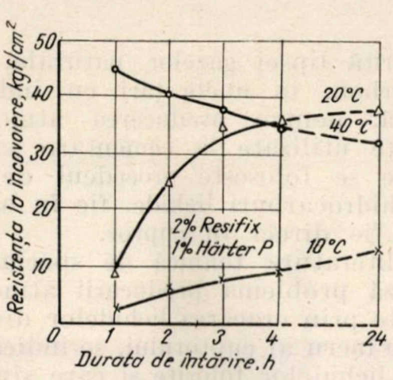


Fig. 12

Durata totală de amestecare a componenților pentru ambele rețete a fost de 3 min.

Rezultatele înregistrate în aceste experimentări (fig. 13 și 14) nu marchează diferențe evidente decît în cazul cînd conținuturile de argilă din nisip depășesc valoarea de 0,5%. Desigur că pentru a avea siguranță în exploatare este de recomandat a se lucra cu nisipuri ale căror conținuturi în argilă (părți levigabile) să fie cît mai scăzute.

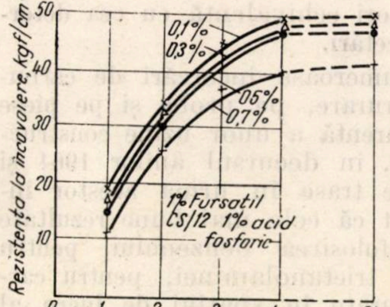


Fig. 13

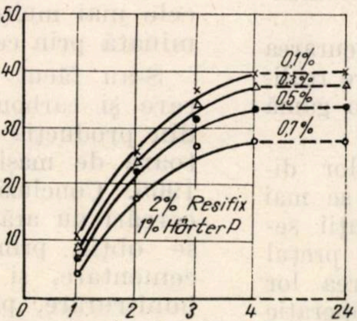


Fig. 14

S-au verificat și alte caracteristici ale acestor amestecuri. Astfel, permeabilitatea, în cazul folosirii nisipului de Văleni indicat, imediat după preparare a revenit la 85—100 unități, iar după întărire, la 145—150 unități. Cantitatea de gaze emanate la turnare a fost redusă datorită cantității de liant folosite, care este de asemenea redusă. Capacitatea de dezbatere este foarte bună chiar în cazurile unor miezuri aproape complet închise în metal. La examinarea pieselor după turnare nu s-au remarcat aderențe, sufluri sau microsufluri. Acestea din urmă nu au apărut nici după prelucrarea prin așchiere.

Durata de depozitare a miezurilor și formelor este practic nelimitată. S-a constatat că proprietățile fizico-mecanice ale miezurilor și formelor se îmbunătățesc pe măsura prelungirii duratei de depozitare. Determinările făcute în legătură cu capacitatea miezurilor și formelor de absorbire a vaporilor de apă din atmosfera spațiului de depozitare au indicat o creștere oarecare a absorbției în primele 20 de ore, după care umiditatea rămîne constantă. Valorile sînt în majoritate scăzute și nu influențează caracteristicile formelor și miezurilor întărite.

Durata de depozitare a amestecurilor preparate este în general scurtă, în special la amestecurile preparate cu lianții Resifix și Fursatil. Din aceste considerente este util ca aceste amestecuri să fie preparate în instalații speciale, cu dublă funcționare: prepararea continuă și proiectarea amestecului direct în cutia de miez (tip Mini-Mix; Mixer-Slinger ș. a.).

În condițiile rezultate ca urmare a acestor cercetări, se pot folosi cu succes amestecurile cu întărire la rece, preparate cu lianții indicați, la confecționarea formelor și miezurilor mijlocii și mari necesare turnării pieselor individuale sau de serie mică, de orice complexitate. Se recomandă aplicarea acestui procedeu cu deosebire la turnarea batiurilor de mașini-unelte (sau de piese asemănătoare), folosindu-se metoda de turnare în miezuri. Se asigură în acest fel o înaltă productivitate, o calitate bună a suprafeței piesei turnate și o precizie dimensională avansată.

CZ 621.785.52/.53

Cercetarea şi aplicarea procedeelor de cementare şi carbonitrurare prin picurare

Ing. Gh. SUCEVEANU, ing. D. IONESCU şi K. HALTRICH
Institutul de cercetări tehnologice pentru construcţii de maşini

Datorită lipsei gazelor naturale, bogate în carbon, în unele ţări cu industrie dezvoltată. pentru producerea atmosferei carburante utilizate la cementare sau carbonitrurare se foloseşte procedeul de cracare a unor hidrocarburi lichide, fie în afara cuptorului, fie direct în cuptor.

În literatura tehnică de specialitate, care tratează problema producerii atmosferei carburante prin cracarea lichidelor direct în spaţiul de lucru al cuptorului, se indică uneori reţetele lichidelor folosite şi care sînt de obicei amestecuri de alcooli cu acetonă sau acetaţi [1]–[4].

Generarea atmosferei carburante pe bază de alcooli trebuie făcută la temperaturi peste 925°C pentru a se evita prezenţa unei cantităţi prea mari de CO_2, la temperaturi sub 900°C aceste amestecuri realizînd un potenţial foarte scăzut în carbon. Ridicarea temperaturii peste o anumită limită, în scopul măririi activităţii carburante a gazului, atrage după sine necesitatea unui tratament termic ulterior, adecvat, în scopul înlăturării supraîncălzirii, chiar după durate mici de carburare. Prin aceasta se măreşte durata totală a tratamentului şi scade durabilitatea utilajului.

În unele ţări se foloseşte însă picurarea petrolului sau a benzenului, lichide care realizează o atmosferă foarte activă, într-o gamă largă de temperaturi.

În afară de picurarea hidrocarburilor direct în spaţiul de lucru al cuptorului, se mai utilizează cracarea acestora în instalaţii separate de cuptor (ceea ce ridică mult preţul de cost al procedeului) sau pulverizarea lor cu un curent de amoniac sau azot, operaţie obişnuită în cazul carbonitrurării [4], [5]. Prin carbonitrurare, comparativ cu cementarea, în stratul de difuzie se realizează un conţinut mai scăzut de carbon care nu depăşeşte în mod obişnuit concentraţia eutectoidă. Totuşi, se obţine duritatea, rezistenţa la oboseală şi rezistenţa la coroziune mai mari decît în cazul cementării, datorită compuşilor complecşi pe bază de azot.

Pentru ca un lichid să fie corespunzător, pentru producerea prin cracarea lui a unui mediu de carburare optim din toate punctele de vedere, trebuie să îndeplinească următoarele condiţii [6], [7], [8]:

— prin disocierea lichidului în spaţiul de lucru al cuptorului să se asigure un conţinut de aproximativ 0,85–1,0% C în stratul superficial al pieselor;

— volumul specific de gaz produs prin cracarea lichidului să asigure o suprapresiune suficient de ridicată în cuptor, care să contribuie la difuziunea carbonului şi care să fie cu atît mai mare, cu cît lichidul pune în libertate, prin disociere, mai puţin carbon activ;

— lichidul să se producă uşor pe scară industrială şi la un preţ de cost scăzut, raportat la amestecurile solide, pentru a fi preferabil acestora, în uzinele unde nu există surse de gaze pentru carburare.

În ceea ce priveşte conţinutul de azot, acesta trebuie să fie de minimum 0,2%.

Unii cercetători au arătat că prezenţa unei cantităţi oarecare de apă, introdusă în lichidele folosite, ar mări activitatea atmosferei create pe baza lor [9]. Acest lucru a fost verificat în cazul unor amestecuri de alcooli cu acetonă şi al trietanolaminei. Trebuie ţinut seama însă că în practică se lucrează de obicei cu lichide tehnice, nu cu substanţe pure, care, din anumite motive (de fabricaţie, higroscopicitate etc.) conţin o cantitate de apă, de cele mai multe ori echivalentă cu cea determinată prin cercetări.

S-au făcut numeroase încercări de carburare şi carbonitrurare, pe probe şi pe piese din producţia curentă a unor uzine constructoare de maşini, în decursul anilor 1964 şi 1965. Concluziile trase în urma acestor încercări au arătat că cele mai bune rezultate se obţin prin folosirea benzenului, pentru cementare, şi a trietanolaminei, pentru carbonitrurare, picurate în spaţiul de lucru al unor cuptoare electrice verticale.

În încercările efectuate atît pe probe, cît şi pe piese, s-a folosit benzenul tehnic şi trietanolamina tehnică.

Cementarea prin picurarea benzenului. Încercările de cementare cu benzen s-au efectuat într-un cuptor industrial de tip T-35, pe probe din oţelurile OLC 15, 17 MC 10, 13 CN 23 şi 21 TMC 12, cu compoziţia chimică şi caracteristicile conform STAS 880–60 şi STAS 791–63. În cuptor, în afară de probele respective, s-au introdus pînă la 50% din volumul util piese rebutate şi deşeuri din tablă cu max. 0,25%C.

Cele mai bune rezultate au fost obţinute la temperatura de 920°C şi sînt concretizate în diagrama din figura 1 (debit 20—60 pic./min).

Conţinutul de carbon în stratul superficial al epruvetelor a fost de 0,85—0,95%C, pentru debitul de 20 pic./min, de 0,90—1,10%C, pentru debitul de 40 pic./min, şi de 0,95 — 1,4%, pentru debitul de 60 pic./min.

Duritatea obţinută după călire a fost în toate cazurile de minimum 800 HV_{30} (61 HRC).

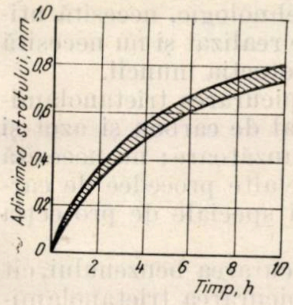


Fig. 1

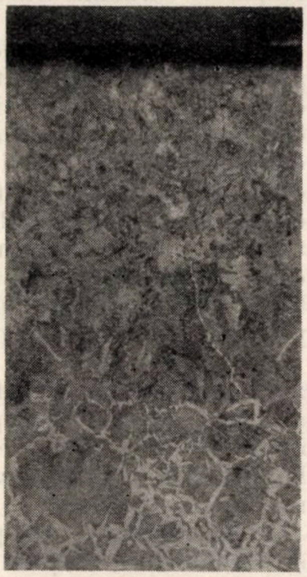


Fig. 2

Din analiza rezultatelor menţionate mai sus reiese că debitul optim este de 40 pic./min, la temperatura de 920 ± 5°C, la acest tip de cuptor.

În figura 2 se arată microstructura unei probe din oţel OLC 15, cementată cu benzen la temperatura de 920 ±5°C cu un debit de 40 pic./min, timp de 2h (×100, atac nital).

Carbonitrurarea prin picurarea trietanolaminei. Încercările de carbonitrurare cu trietanolamină s-au efectuat în aceleaşi condiţii ca încercările de cementare, în ceea ce priveşte utilajul şi metodica.

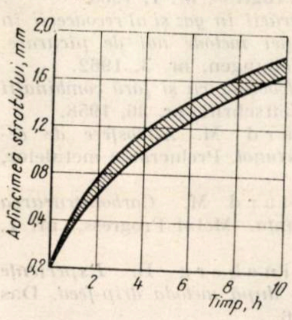


Fig. 3

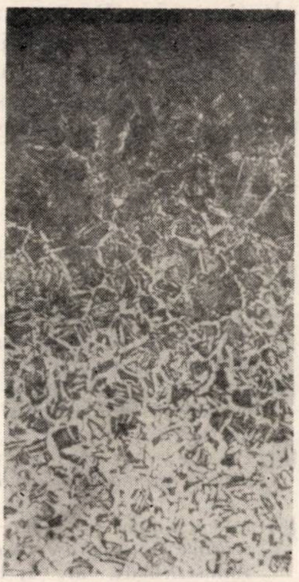


Fig. 4

Cele mai bune rezultate au fost obţinute la temperatura de 855°C şi sînt redate în diagrama din figura 3 (debit 40—60 pic./min).

Conţinutul de carbon şi azot în stratul superficial al epruvetelor a fost de 0,85—0,95% C şi de 0,35—0,45% N_2 pentru debitul de 60 pic./min, limita superioară fiind caracteristică pentru oţelurile aliate.

Duritatea a fost de 930—1100 HV_{30} (64—69 HRC), în cazul oţelului carbon, şi de 850—930 HV_{30} (62—64 HRC), în cazul oţelurilor aliate.

În figura 4 se arată microstructura unei probe din oţel OLC 15, carbonitrurată la temperatura de 855±5°C cu debitul de 60 pic./min la o durată de 1 h (×100, atac nital).

Pe baza rezultatelor încercărilor de laborator, s-a trecut la aplicarea acestui procedeu pe piese cu diverse forme, executate din oţeluri de cementare, carbon şi aliate, cu cele mai diferite destinaţii *.

S-au efectuat încercări pe piese folosite la maşinile de cusut „Ileana” şi „Rodica” (pîrghie, întinzător, axe, furcă, bielă etc.), pe roţi dinţate de la diferite maşini-unelte, pe coroane dinţate, pe bucşe şi alte piese de la tractorul de recoltat stuf, pe pinioane de la demarorul şi cutia de viteze a autocamioanelor fabricate de uzina „Steagul roşu” *.

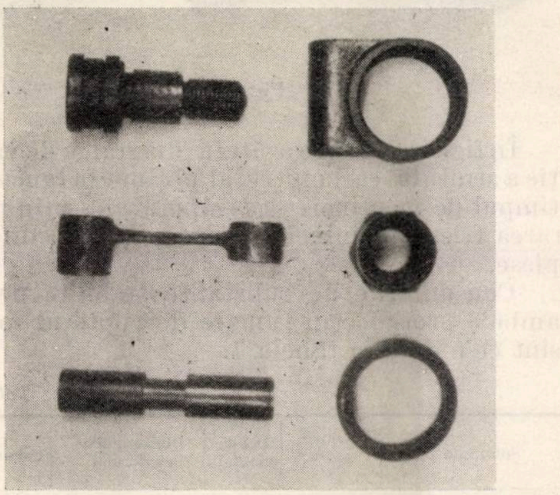


Fig. 5

În figurile 5 şi 6 sînt arătate o serie de piese mici, cementate şi carbonitrurate prin picurarea benzenului (fig. 5) şi trietanolaminei (fig. 6).

O parte din piesele tratate prin acest procedeu au fost protejate prin cuprare pe anumite zone, în băi cianurice stratul depus avînd o grosime de 0,04—0,05 mm. S-a constatat că zonele protejate au rezistat bine în atmosfera de cementare pe bază de benzen şi în atmosfera de carbonitrurare pe bază de trietanolamină.

Duritatea, adîncimea stratului şi microstructura sînt corespunzătoare datelor prevăzute în fişele tehnologice din uzinele respective.

---

* La încercările efectuate pe piese au participat şi specialişti uzinelor U.M. — Cugir, U.P.A. — Colibaşi şi U. M.—Medgidia.

În figura 7, *a* este arătată diagrama de variaţie a stratului cementat în funcţie de timpul de menţinere la temperatură, prin picurarea benzenului în cuptor, pentru diferite piese (920 ±5°C; 120 pic./min).

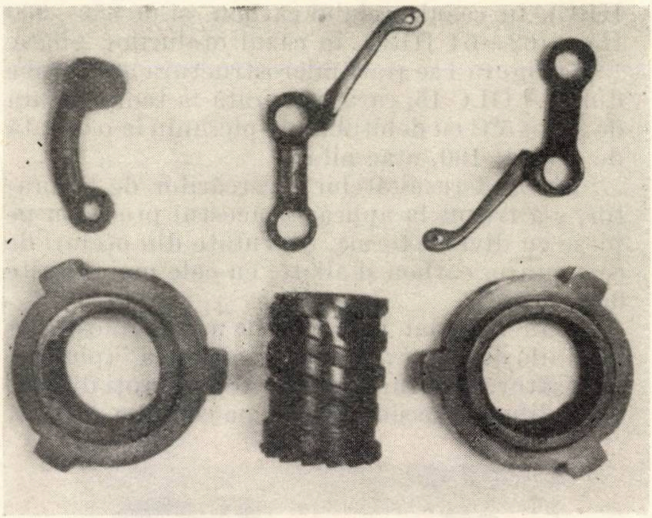


Fig. 6

În figura 7, *b* este arătată diagrama de variaţie a stratului carbonitrurat obţinut în funcţie de timpul de menţinere la temperatură, prin picurarea trietanolaminei în cuptor, pentru diferite piese.

Consumurile de substanţe stabilite pentru ambele procedee în funcţie de cuptorul folosit sînt cele date în tabela 1.

Tabela 1

Substanţa	Temperatura, °C	Debit, pic./min	Dimensiunile cuptorului	Consum, l/h
Trietanolamină	855±5	60	Ø385× 880	0,15
Benzen	920±5	40	Ø385× 880	0,07
Benzen	920±5	120	Ø785×1 550	0,21

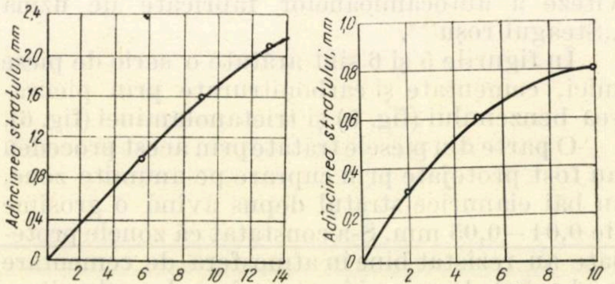


Fig. 7

Diagramele din figurile 7, *a* şi *b* şi datele din tabela 1 pot sta în mod practic la baza stabilirii regimurilor de tratament pentru orice tipuri de piese, folosind procedeul picurării.

În concluzie se poate arăta că procedeele de cementare prin picurarea benzenului şi de carbonitrurare prin picurarea trietanolaminei, direct în spaţiul de lucru al cuptoarelor etanşe, pot înlocui cementarea în mediu solid sau gazos şi respectiv carbonitrurarea în amestec de amoniac şi gaz metan.

Cementarea prin picurarea benzenului asigură adîncimile de strat dorite, un potenţial de carbon corespunzător şi uşor de reglat, absenţa din atmosfera carburantă a unor elemente sau compuşi nedoriţi (oxizi de sulf, vapori de apă etc.), apărînd ca indicată atît pentru înlocuirea cementării în mediu solid, cît şi chiar a cementării în unele cazuri în gaz metan; procedeul este simplu sub aspect tehnologic, necesită utilaje existente sau uşor de realizat şi nu necesită prescripţii speciale de protecţia muncii.

Carbonitrurarea prin picurarea trietanolaminei realizează un potenţial de carbon şi azot şi adîncimi de strat corespunzătoare; nu necesită instalaţii speciale ca celelalte procedee de carbonitrurare şi nici reguli speciale de protecţia muncii.

Atît cementarea prin picurarea benzenului, cît şi carbonitrurarea prin picurarea trietanolaminei sînt aplicabile la orice tipuri de piese, de orice configuraţie, fiind medii în care zonele protejate prin cuprare nu sînt alterate.

Sub aspect economic, procedeul de cementare cu benzen este mai ieftin cu 1 leu / kg de piese tratate faţă de cementarea în mediu solid, iar carbonitrurarea cu trietanolamină elimină necesitatea procurării instalaţiilor costisitoare utilizate în prezent pentru carbonitrurarea prin alte procedee. Pentru numeroase uzine constructoare de maşini şi utilaje din ţara noastră cu producţie de serie mică sau mijlocie, cele două procedee expuse pot constitui soluţia optimă de tratament termochimic al pieselor din oţel.

BIBLIOGRAFIE

[1] Wyss U. *Cementarea în gaz prin metoda de picurare drip-feed în Elveţia.* Metal Progress, nr. 1, 1963.

[2] Wyss U. *Principiul carburării în gaz şi al recoacerii în gaz de protecţie conform unei metode noi de picurare.* Härterei—Technische—Mitteilungen, nr. 3, 1962.

[3] Klempt W. *Folosirea alcoolilor cu şi fără combinaţii de azot la cementare.* VDI. Zeitschrift, nr. 36, 1958.

[4] Pomey J. şi Mouflard M. *Atmosfere de cementare pe bază de azot şi metanol.* Prelucrarea metalelor, nr. 2, 1963.

[5] Pomey J. şi Mouflard M. *Carbonitrurarea pieselor de automobil în Franţa.* Metal Progress, nr. 1, 1962.

[6] Liedholm O. şi Lineberg B. *Experienţe practice de carburare în gaz după metoda drip-feed.* Das Industrieblatt, nr. 4, 1956.

[7] Homes M. A. *Generarea şi controlul atmosferelor de carburare şi carbonitrurare.* Metal treatment and drop forging, nr. 214, 1963.

[8] Ruffle T. W. *Carburarea în gaz şi cementabilitatea.* Metal treatment and drop forging, nr. 157, 1958.

[9] Gughel S. M. ş.a. *Gazovaia nitroţementaţia sovîm kompleksnîm jidkim nitrocarbiurizatorom — tritanolaminom.* Sbornik rabot. Rostovk H/D N.I. Tehn. Maşinostroenia, nr. 11, 1965.

CZ 669.162.16 : 621.785

Înlocuirea cocsului clasic cu cocs de fluidizare în producția de aglomerat la Combinatul siderurgic—Reșița

Ing. A. URSEANU și ing. V. SCUTU
Combinatul siderurgic — Reșița

Din cercetările efectuate pînă în prezent rezultă că pentru reducerea consumului de cocs mărunt la aglomerarea minereurilor se pot folosi următoarele metode: folosirea de alți combustibili solizi; folosirea de gaze combustibile; utilizarea aerului cald.

Înlocuirea prafului de cocs cu mărunt de cărbune cu conținut sărac de materii volatile nu ridică nici o problemă deosebită. În cazul combustibililor care ard cu flacără lungă, materiile volatile, neutilizate în cursul procesului de aglomerare pe bandă, distilează și se condensează ulterior, sub formă de gudron, în circuitul de aspirație a gazelor și cu deosebire în multicicloane. Dacă se utilizează la aglomerare mărunt de cărbune cu conținut ridicat de materii volatile, trebuie să se adopte calea degazării prealabile a acestui mărunt, prin fluidizare.

Înlocuirea cocsului mărunt în procesul de aglomerare se poate face cu cocs de fluidizare, semicocs, cît și cu diferiți cărbuni cu conținut redus de materii volatile.

Primele încercări de înlocuire parțială a cocsului mărunt cu cocs de fluidizare și semicocs s-au efectuat la Fabrica de aglomerare C. S. R., în anul 1964, cu scopul de a se putea trage concluzii asupra influenței pe care o are conținutul de materii volatile al combustibililor de înlocuire în procesul de sinterizare, respectiv asupra calității aglomeratului.

În urma încercărilor semiindustriale efectuate cu cocs clasic, cocs de fluidizare și semicocs, au rezultat următoarele:

— cocsul de fluidizare și semicocsul, individual, nu se pot întrebuința în procesul de aglomerare;

— rezultatele bune, la nivelul folosirii în șarjă a 100% cocs obișnuit, se obțin cu amestecul în care s-a folosit maximum 30% cocs de fluidizare, cu conținut de materii volatile de 6—8%;

— folosirea semicocsului în amestec cu cocs clasic n-a dat rezultate satisfăcătoare în procesul de sinterizare, datorită conținutului ridicat de materii volatile de 14—18%.

La Fabrica de aglomerare C. S. R. s-a studiat și experimentat, la scară semiindustrială, posibilitatea înlocuirii parțiale a cocsului mărunt cu cocs de fluidizare.

Încercările s-au efectuat cu 1 340 t cocs de fluidizare furnizat de uzinele „Victoria"—Călan.

Cocsul mărunt și cocsul de fluidizare care au înlocuit cocsul obișnuit în proporție de 30—50% au avut caracteristicile chimice conform tabelei 1.

Tabela 1

	H_2O, %	Cenușă, %	Materii volatile, %	Carbon, %
Cocs forjă Reșița	6,58	11,07	1,32	85,81
Cocs praf Reșița	13,90	15,96	2,68	79,85
Cocs fluidizare	21,60	9,80	10,19	70,01
Cocs amestec (74% cocs + 26% cocs praf)	—	—	—	84,27

În perioada de referință, cînd s-a lucrat cu 100% cocs obișnuit, și pe parcursul încercărilor efectuate, rețeta șarjei de aglomerare s-a menținut constantă, și anume: minereu Krivoi-Rog 48 t/h; minereu Bocșa 5 t/h; minereu Căpuș 23 t/h; praf de furnal 15 t/h; cenușă pirită 6 t/h; șlam Codlea 3 t/h; calcar 31 t/h.

În prima perioadă de încercări s-a înlocuit 30% din cocsul clasic cu cocs de fluidizare.

Granulația cocsului mărunt și a cocsului de fluidizare folosit în perioada încercărilor rezultă din tabela 2.

Tabela 2

Cocs mărunt, %			Cocs fluidizare, %		
0—3 mm	3—5 mm	5 mm	0—3 mm	3—5 mm	5 mm
92—96	3—9	1	93—98	2—8	1—2

Se observă că granulația cocsului de fluidizare la toate fracțiile, comparativ cu granulația cocsului mărunt, este mai favorabilă pentru desfășurarea procesului de sinterizare.

Conținutul de C_{fix} în șarja de aglomerare, exclusiv contribuția de carbon din praful de furnal, a fost de 6,70 kg C_{fix}. Lucrînd în proporție de 30% cocs de fluidizare și 70% cocs clasic, conținutul de carbon fix s-a menținut la 6,70 kg/t, din care 6,69% C_{fix}, respectiv

55,83 kg/t, adus de cocsul mărunt și 2,01% C_{fix}, respectiv 28,71 kg/t, adus de cocsul de fluidizare.

Coeficientul de echivalare pe baza conținutului de C_{fix} între cocsul clasic și cocsul de fluidizare luate în stare anhidră este de 1,20.

Cu ocazia încercărilor a reieșit că cocsul de fluidizare este un combustibil foarte reactiv, care mărește permeabilitatea la gaze a sarjei de aglomerare, însă nu poate înlocui cocsul mărunt în aceleași condiții de înălțimea stratului pe bandă în cazul aceleiași rețete a sarjei de aglomerare, fără ca să se modifice sensibil condițiile de mers ale instalației, vitezei de aglomerare, regimului termic și hidraulic de funcționare a instalației de aspirație a gazelor arse.

În urma studiului mai sistematic a introducerii în șarje de aglomerare a 30% cocs de fluidizare a rezultat că acesta poate înlocui cocsul mărunt cu condiția de a se găsi aceiași parametri de funcționare și în principal de a se păstra viteza de aglomerare și regimul de funcționare a instalației de aspirație a aerului.

Astfel a apărut necesitatea de a se mări grosimea stratului de aglomerare, adaptîndu-se 280 mm înălțimea stratului pentru încercările cu 30% cocs de fluidizare, față de 250 mm, în timpul perioadei de referință, cînd s-a mers cu cocsul obișnuit.

Principalele rezultate obținute în desfășurarea procesului de aglomerare atît în perioada de referință, cît și în perioada încercărilor, sînt redate în tabela 3.

Din tabela 3 rezultă că producția de aglomerat a fost aproape identică cu viteza de aglomerare mai scăzută, iar regimul de funcționare al exhaustorului s-a menținut la același nivel, înregistrîndu-se mici variații.

Tabela 3

Caracteristicile de mers	Unitatea de măsură	Cu 30% cocs de fluidizare și 70% cocs clasic	Cu 110% cocs clasic
Înălțimea stratului	mm	280	250
Viteza benzii de aglomerare	m/min	3,30	3,50
Consumul la exhaustor	A/h	185	180
Depresiunea la exhaustor	mm col. apă	1 020	1 088
Temperatura în colectoare	°C	135	120
Temperatura înaintea exhaustorului	°C	120	110
Proporția de carbon în șarjă	%	6,70	6,70
Debit de materii prime	t/h	111	140
Proporția de retur în șarjă	%	43	40
Producția de aglomerat	%	101	100
Consumul de cocs cu 10% umiditate	kg/t	92,4	88
Rezistența mecanică (toba Rubin) 5 mm	%	22,1	21,5
Granulația 5 mm	%	8,9	8
Conținut de FeO în aglomerat	%	11,62	12,48

Astfel mărirea stratului de la 250 mm, lucrînd cu cocs mărunt, la 280 mm cu cocs de fluidizare, a permis menținerea condițiilor de mers ale instalației și în special regimul de funcționare a exhaustorului.

În ceea ce privește rezistența mecanică a aglomeratului, exprimată în conținutul de fracție de la 0—5 mm, s-a înregistrat o ușoară creștere, de la 21,50 la 22,10%, încadrîndu-se în normele de condiții tehnice prescrise.

Datorită conținutului de substanțe volatile din cocsul de fluidizare, temperaturile în colectoare și înaintea exhaustorului au suferit o creștere față de mersul instalației cu cocs mărunt.

În a doua perioadă de încercări s-a utilizat în același amestec de șarjă 50% cocs de fluidizare și 50% cocs clasic, menținîndu-se constant conținutul de C_{fix} de 6,70%, și în acest caz fără influența umidității și a conținutului de C_{fix} din praful de furnal.

Astfel conținutul de C_{fix}, adus de praful de cocs și de cocsul de fluidizare, a fost identic, adică 3,35%, însă aplicînd coeficientul de echivalare rezultă o creștere a consumului total de combustibil uscat de la 84,54 kg/t în cazul folosirii a 30% cocs de fluidizare în amestec la 87,73 kg/t, sau o creștere a consumului specific de 3,7%.

Din încercările cu 30% cocs de fluidizare în amestecul de șarjă a rezultat necesitatea măririi grosimii stratului, ceea ce s-a realizat la încercările cu 50% cocs de fluidizare, prin ridicarea stratului la 300 mm cît au permis pereții laterali ai cărucioarelor mașinii de aglomerare.

Rezultatele obținute în timpul încercărilor sînt date în tabela 4.

Tabela 4

Caracteristicile de mers	Unitatea de măsură	Cu 50% cocs de fluidizare și 50% cocs clasic	Cu 100% cocs clasic
Înălțimea stratului	mm	300	250
Viteza benzii de aglomerare	m/min	3,15	3,50
Consumul la exhaustor	A/h	185	180
Depresiunea la exhaustor	mm col. apă	990	1 088
Temperatura în colectoare	°C	155	120
Temperatura înaintea exhaustorului	°C	140	110
Proporția de carbon în șarjă	%	6,70	6,70
Debit de materii prime	t/h	144	140
Proporția de retur în șarjă	%	47	40
Producția de aglomerat	%	102	100
Consumul de cocs, 10% umiditate	kg/t	96,50	88
Rezistența mecanică (toba Rubin) 5 mm	%	23,8	21,5
Granulația 5 mm	%	10,8	8
Conținutul de FeO în aglomerat	%	10,20	12,48

Analizînd datele din tabela 4 se remarcă creșterea friabilității aglomeratului, ceea ce a influențat în mod negativ asupra rezistenței mecanice a aglomeratului, asupra granulației cu toată creșterea producției de aglomerat datorită îmbunătățirii condițiilor de permeabilitate la gaze a șarjei.

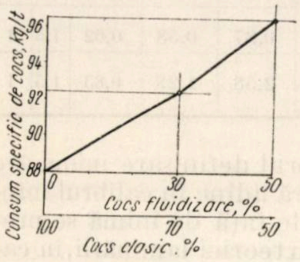


Fig. 1

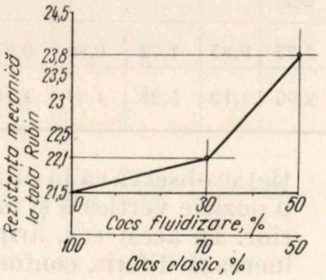


Fig. 2

Scăderea conținutului de oxid feros în aglomerat indică insuficiența conținutului de carbon din șarjă față de conținutul de carbon fix care s-a luat constant în perioada de încercare, deci este necesar un consum suplimentar de combustibil.

Creșterea consumului de combustibil în șarja de aglomerare pe baza condițiilor stabilite în perioada încercărilor se reflectă în figura 1.

Rezultă că, în urma utilizării a 30%, respectiv 50% cocs de fluidizare ca înlocuitor al cocsului mărunt, se înregistrează o influență negativă și asupra prețului de cocs al aglomeratului produs.

Din încercările efectuate rezultă prin creșterea proporției de cocs de fluidizare în șarja de aglomerare, o scădere a rezistenței mecanice a aglomeratului produs conform diagramei din figura 2.

Din datele prezentate mai sus rezultă următoarele:

Cocsul de fluidizare poate fi utilizat ca înlocuitor parțial al cocsului mărunt în procesul de aglomerare, în proporție de 30%, obținîndu-se rezultate la nivelul folosirii a 100% cocs clasic în rețeta de încărcare.

La folosirea cocsului de fluidizare trebuie menținut conținutul optim de carbon în șarjă pe baza coeficientului de echivalare, față de conținutul de carbon fix al cocsului obișnuit.

Pentru a obține indicii de producție și calitate corespunzătoare, în cazul folosirii cocsului de fluidizare, este necesar să se acționeze asupra înălțimii stratului, vitezei benzii de aglomerare, cît și a celorlalți parametri de funcționare a instalației de aspirație a aerului și evacuarea gazelor arse.

Utilizarea cocsului de fluidizare, chiar atunci cînd este foarte umed, nu ridică probleme la manipulare, cum este cazul cu cocsul mărunt umed care provoacă greutăți la măcinare și se tasează în buncărele de depozitare.

Datorită granulației inițiale a cocsului de fluidizare mai favorabilă decît a cocsului mărunt, folosit în rețeta de încărcare a șarjei de aglomerare, se reduc cheltuielile de întreținere a instalației de măcinare.

CZ 621.771.27

Contribuții la calibrarea profilelor T3 și T4 (Stas 566-49)

Ing. P. MUNTEANU
Uzinele „Oțelul roșu”

Cu ani în urmă uzina „Oțelul roșu” cu agregatele de care dispune a laminat profilele T3 și T4 cu productivitate mică, cu abateri mari din punct de vedere dimensional în ce privește greutatea pe metru liniar. STAS 566-49, în vigoare, prevede laminarea acestor profile cu caracteristicile tehnice prevăzute în tabela 1.

Aceste caracteristici nu puteau fi realizate în întregime cu vechiul calibraj.

Pentru ca profilul T3 și T4 să corespundă exigențelor consumatorilor și să se încadreze întocmai în STAS 566-49, s-a refăcut calibrajul, înlăturînd cu aceasta deficiențele semnalate mai sus.

Calibrarea s-a făcut împărțind calibrul în trei părți, fiecare parte fiind considerată ca profil aparte, adică aripa dreaptă, aripa stîngă și inima profilului. Mai jos se redă metoda de calcul a primului calibru (în sensul calibrării) pentru T3 ca fiind valabilă și pentru T4 și celelalte calibre.

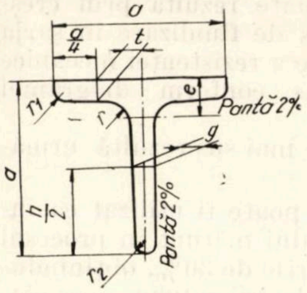
— Dimensionarea capului:

$$a_1 = a \cdot \mu + c = 30 \cdot 1{,}016 + 1{,}5 = 32 \text{ mm};$$

$$h_1 = h \cdot \mu + c_1 = 30 \cdot 1{,}016 + 1 = 31{,}5 \text{ mm};$$

$$b_1 = b_1' = \frac{a_1}{2} = \frac{32}{3} = 16 \text{ mm};$$

Tabela 1



Denumirea, T	Dimensiuni, mm				Secţiunea S, mm²	Greutatea G, kg/m	e, cm	Pentru axa de încovoiere						Abateri	
								x — x			y — y				
	a=h	g=t=r	σ₁	σ₂				I_{x1}, cm⁴	W_x, cm³	i_x, cm	I_y, cm⁴	W_y, cm³	i_y, cm	a, ±	h, ±
3	30	4	2	1	2,26	1,77	0,85	1,72	0,80	0,87	0,87	0,58	0,62	1,5	1
4	40	5	2,5	1	3,77	2,96	1,12	5,28	1,84	1,18	2,58	1,29	0,83	1,5	1

$$t_1 = t'_1 = t\cdot\mu = 4\cdot 1{,}016 = 4{,}064 \text{ mm};$$

$$di_1 = di'_1 = t_1 + \frac{a_1}{4}\,\alpha_1 = 4{,}064 + \frac{32}{4}\cdot 0{,}02 = 4{,}22 \text{ mm};$$

$$dl_1 = dl'_1 = t_1 - \frac{a_1}{4}\,\alpha_1 = 4{,}064 - \frac{32}{4}\cdot 0{,}02 = 3{,}9 \text{ mm};$$

$$S_1 = S'_1 = \left(\frac{di_1 + dl_1}{2}\right) b_1 = \left(\frac{4{,}22 + 3{,}9}{2}\right) 16 = 64{,}5 \text{ mm}^2;$$

$$Sc_1 = S_1 + S'_1 = 64{,}5 + 64{,}5 = 129 \text{ mm}^2,$$

în care c, c_1 = constante prevăzute în Stas; μ — coeficient de contracţie.

— Dimensionarea inimii :

$$hi_1 = h_1 - di_1 = 31{,}5 - 4{,}22 = 27{,}28 \text{ mm};$$

$$dj_1 = g_1 - \frac{h_1}{2}\,\sigma_1 = 4{,}064 - \frac{27{,}28}{2}\,0{,}02 = 3{,}79 \text{ mm};$$

$$ds_1 = g_1 + \frac{h_1}{2}\,\alpha_1 = 4{,}064 + \frac{27{,}28}{2}\,0{,}02 = 4{,}33 \text{ mm};$$

$$Si_1 = hi_1\left(\frac{dj_1 + ds_1}{2}\right) = 27{,}28\left(\frac{3{,}79 + 4{,}33}{2}\right) \cong 110{,}7 \text{ mm}^2;$$

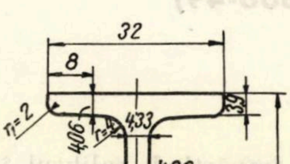


Fig. 1

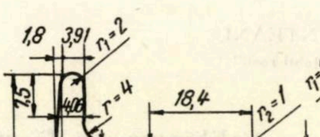


Fig. 2

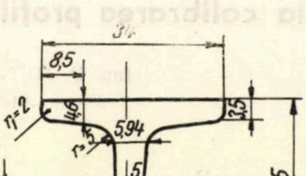


Fig. 3

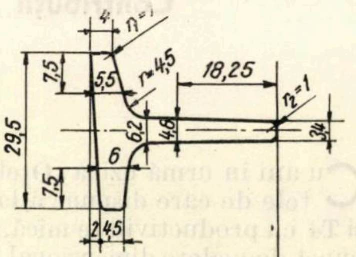


Fig. 4

$$St_1 = Sc_1 + Si_1 = 129 + 110{,}7 \cong 240 \text{ mm}^2;$$

razele de rotunjire sînt cele indicate în standard.

Din figura 1 (I — moment de inerţie; W — modulul de rezistenţă; $i = \sqrt{\frac{I}{S}}$ — raza de giraţie) se observă că în calibrul definisare inima are o poziţie verticală şi intră adînc în calibrul inferior. În acest caz, aripile faţă de inimă se prelucrează diferit, conform teoriei laminării, în calibre închise şi deschise. Din cauza coeficienţilor de alungire diferiţi la aripi şi inimă s-a evitat reducerea laterală, compensînd în felul acesta neajunsurile lungimii prin contracţia înălţimii inimii.

Calibrul din figura 2 este cel de refulare a aripilor profilului şi de stabilire a grosimii inimii cu care trebuie să se intre în calibrul nr. 1, unde se constată că se lucrează cu calibrul închis, pentru inimă, şi deschis, pentru aripi.

Deci, pentru calculul de dimensionare a calibrului din figura 2 este necesar să se cunoască constanta (determinată prin experimentări), care ţine seamă de ieşirea corectă a profilului din calibru, evitînd înfăşurarea lui, la fel coeficientul care asigură rezerva necesară de lungire pentru a compensa contracţia.

Calibrul din figura 3 reglementează atît dimensiunile aripilor, cît şi ale inimii, deoarece în calibrul prezentat în figura 4 aripile sînt de diferite grosimi, întrucît sînt laminate în părţi diferite ale calibrului (închis şi deschis).

Pentru calculul de dimensionare a calibrului din figura 4 a fost necesar să se determine, prin experimentări, coeficientul de contracţie şi refulare şi un coeficient pentru stabilirea poziţiei profilului pentru a se evita înfăşurarea.

Aceleaşi observaţii sînt valabile şi pentru calibrul din figura 5.

În urma experimentărilor făcute, s-a observat că în calibrul din figura 6 metalul este uniform distribuit (aripi, inimă), ca urmare a unei curgeri corespunzătoare (curgerea creată de forma calibrului din figura 7).

Pentru obținerea acestei forme mult diferite de cea din figura 8 a fost necesară studierea și a unei alte posibilități de laminare. După mai multe încercări, indicate de literatura de specialitate, s-a încercat și o variantă în afara indicațiilor literaturii, adică înlocuirea calibrului din figura 8 cu calibrul din figura 7, utilizînd ovalul cu dimensiunile prevăzute în tabela 2 pentru T3 și în tabela 3, pentru T4, în locul pătratului din figura 8 (desenat cu linii întrerupte).

Această variantă a permis introducerea ovalului în forma arătată în figura 7, dînd posibilitatea obținerii unui profil finit corespunzător cerințelor.

Se menționează că, prin această măsură s-a reușit să se reducă numărul de treceri, de la 7 la 5 la linia finisoare și în general pe întreg procesul tehnologic, realizîndu-se astfel mărirea productivității și îmbunătățirea calității profilului, iar pe de altă parte, condiții mai bune de muncă.

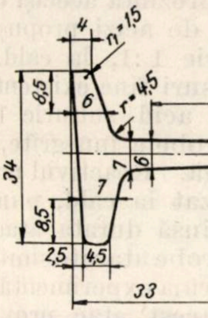


Fig. 5

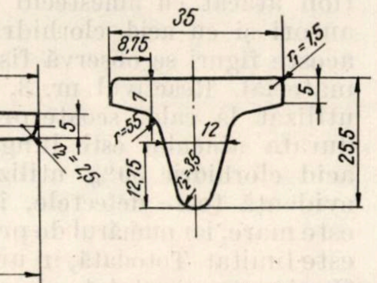


Fig. 6

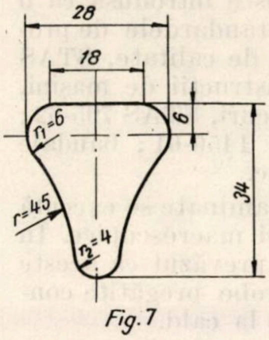


Fig. 7

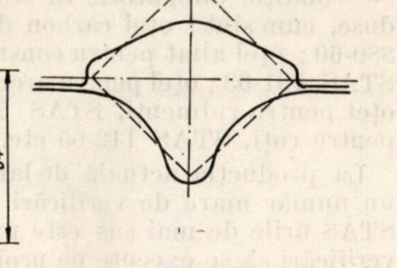


Fig. 8

Tabela 2

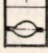
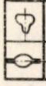
Forma profilului	Nr. de treceri	Jumătatea dreaptă a capului								Jumătatea stîngă a capului								Inima								Razele de rotunjire					
			Grosimea								Grosimea								Grosimea												Observații
		b, mm	d_i	d_l	S, mm²	λ	ΔH, mm	ΔB, mm	α %	b', %	d_i	d_l	S, mm²	λ	α, %	ΔH', mm	ΔB', mm	h_i	d_j	d_s	S mm²	λ	α, %	ΔH, mm	ΔB, mm	La cap	La inimă	La intersecția cap-inimă	S_{tot}, mm²	λ pe treceri	
	1	16	4,22	3,9	64,5	1,15	-	-	2	16	4,22	3,9	64,5	1,15	2	-	-	27,28	3,79	4,33	110,7	1,13	2	-	-	2	1	4	240	1,09	C, C_1
	2	15	6	3,91	74	1,05	0,5	2	2	15	6	3,91	74	1,05	2	0,9	2	30,8	4,05	3,35	114	1,13	23	-	-	2	1	4	262	1,09	ξ, β_1, C_3
	3	17	5,7	3,5	78	1,13	-	-	2	17	5,7	3,5	78	1,039	2	-	-	25,8	4,06	5,94	129	1,07	7,4	1,3	5,3	2	2	5	285	1,08	γ_1, Rc, C_3
	4	14,75	7	4	81	1,25	0,9	4,5	20,5	14,75	7,5	4,5	88	1,35	20,5	1,4	4,5	29	3,4	6,2	139	1,07	10	-	-	1	1	4,5	308	1,17	γ_2, Ri, β_2
	5	17	8	4	102	1,19	0,5	4,5	25	17	9,5	4,5	119	1,02	30	1	4,5	23,5	5	7	141	1,39	9	1,2	3,5	1,5	2,5	4	362	1,2	
	6	17,5	9	5	122	-	1	-	23	17,5	9	5	122	-	23	1	-	16,5	7	17	196	-	60	6	7,5	1,5	3,5	5,5	440	1,23	
	7	$h_7 = 34mm$ $d_j = 8mm$ $d_7 = 28mm$ $R = 6mm$																											543	1,27	
	8	$b = 54mm$ $r_1 = 5,4mm$ $s = 3mm$ $h = 18mm$ $R = 43mm$																											700	1,46	

Tabela 3

Forma profilului	Nr. de treceri	Jumătatea dreaptă a capului								Jumătatea stîngă a capului								Inima								Razele de rotunjire					
			Grosimea								Grosimea								Grosimea												Observații
		b, mm	d_i	d_l	S, mm²	λ	α, %	ΔH, mm	ΔB, mm	b', mm	d_i	d_l	S, mm²	λ	α, %	ΔH, mm	ΔB, mm	h_i	d_j	d_s	S, mm²	λ	α, %	ΔH, mm	ΔB, mm	La cap	La inimă	La intersecția cap-inimă	S_{tot} mm²	λ pe treceri	
	1	21	5,265	4,854	106	1,13	2	-	-	21	5,265	4,854	106	1,13	2	-	-	36,375	4,7	5,427	184	1,02	2	-	-	2,5	2	5	396	1,08	C, C_1
	2	20	8	4	120	1,03	6	0,936	2	20	8	4	120	1,03	6	0,936	2	39,9	3,91	5,49	188	1,17	4	-	-	2	1,97	5	428	1,09	ξ β_1
	3	22,5	6,5	4,5	124	1,12	5	-	-	22,5	6,5	4,5	124	1,29	5	-	-	35,5	5	7,4	220	1,03	6,8	1,5	5,9	2,5	2,5	8	468	1,12	γ_1, R_c
	4	20	9	5	140	1,28	20	1,5	2	20	10	6	160	1,27	20	1,5	5	37,8	5	7	226,8	1,27	5,5	-	-	2,5	2,5	7,5	526,8	1,27	γ_2, Ri, β_2
	5	22,5	10	6	180	1,17	9	1	5	22,5	11	7	202,5	1,09	9	1	5	35	7	9	288	1,45	12	2	1,5	3	5,5	5,5	670	1,28	
	6	26	10	7	221	-	12	7	-	26	10	7	221	1	12	7	-	30	9	19	420	-	33	6	6	3	4,5	7	862	1,2	
	7	$h_7 = 45mm$ $d_{j_7} = 10,5mm$ $a_7 = 35mm$ $R = 17,5mm$																											1035	1,3	
	8	$b = 74,4mm$ $r = 7,4mm$ $h = 24,8mm$ $R = 60mm$																											1346	1,11	

CZ 669.14 :620.184

Metodă macroscopică de atac cu amestec de acizi

Ing. L. BIREESCU, ing. GH. DRAGOE şi R. HAIDENREICH
Combinatul siderurgic — Reşiţa

Verificarea macroscopică este introdusă ca o condiţie obligatorie în standardele de produse, cum sînt : oţel carbon de calitate, STAS 880-60 ; oţel aliat pentru construcţii de maşini, STAS 791-63 ; oţel pentru arcuri, STAS 795-62 ; oţel pentru rulmenţi, STAS 1456-61 ; bandaje pentru roţi, STAS 112-65 etc.

La producţia actuală de laminate se execută un număr mare de verificări macroscopice. În STAS-urile de mai sus este prevăzut ca aceste verificări să se execute pe probe pregătite conform STAS 4203-63, atacate la cald.

Pentru executarea acestor analize macroscopice la cald sînt necesare băi, capsule şi spaţiu de lucru. Avînd în vedere că durata unui atac la cald este de o oră, iar numărul probelor este limitat la 3—4 probe mari şi la 9—10 probe mici deodată, înseamnă că pe zi în laborator se pot executa în medie circa 40 de probe. În acest timp în nişe nu se mai pot executa şi alte lucrări.

Avînd în vedere fluctuaţia mare de probe în laboratorul metalografic de la C.S.R., s-a iniţiat un studiu experimental pentru găsirea unui reactiv sau a unei combinaţii de reactivi care să asigure ritmul cerut de producţie şi totodată să pună în evidenţă toate defectele pe care le au produsele şi care pînă în prezent sînt puse în evidenţă prin diferite metode avînd o durată de timp mai îndelungată.

În primul rînd s-au experimentat reactivii prevăzuţi în STAS 4203-63, în special aceia care se referă la atacul macroscopic (în total 20) pentru punerea în evidenţă a defectelor de material şi a celor de prelucrare la cald. S-a constatat că reactivul nr. 1, acid azotic 4 — 10%, nu scoate în evidenţă toate defectele cum sînt, de exemplu, fisurile fine sau fulgii.

În figura 1, *a* este redat un eşantion atacat cu acid azotic 10%, în care nu se observă fisurile fine. Figurile 1, *b* şi 1, *c* reprezintă acelaşi eşantion atacat cu amestecul de acizi propuşi de autori şi cu acid clorhidric 1 :1, la cald. În aceste figuri se observă fisuri fine existente în material. Reactivul nr. 3, acid sulfuric 15%, utilizat la cald, scoate probele înnegrite, iar durata atacului este lungă. Reactivul nr. 4, acid clorhidric 50%, utilizat la cald, pune în evidenţă toate defectele, însă durata atacului este mare, iar numărul de probe atacate simultan este limitat. Totodată, în urma experimentărilor făcute s-a constatat că acest atac provoacă fisuri la oţelurile carbon tratate termic şi saturate cu gaze (fig. 1, *d*).

Reactivul nr. 17, biclorură de cupru cu acid clorhidric, pune în evidenţă fulgii însă maschează celelalte defecte, iar durata atacului este mare (circa o oră) ; în plus, acest reactiv este foarte scump.

Aşadar atacul cu acid azotic la rece, atacul cu acid clorhidric la cald şi atacul cu soluţie pentru fulgi au unele dezavantaje, cum sînt : atacul cu acid azotic nu pune în evidenţă fisurile fine ; atacul cu soluţie de fulgi pune în evidenţă fulgii însă maschează celelalte defecte, metoda este scumpă şi necesită pentru atac un timp mai îndelungat ; atacul cu acid clorhidric la cald necesită instalaţii speciale, are o durată de atac mare şi denaturează unele defecte, prin dizolvarea prea accentuată a unor zone segregate şi, la oţeluri suprasaturate cu hidrogen, provoacă fisuri de decapare.

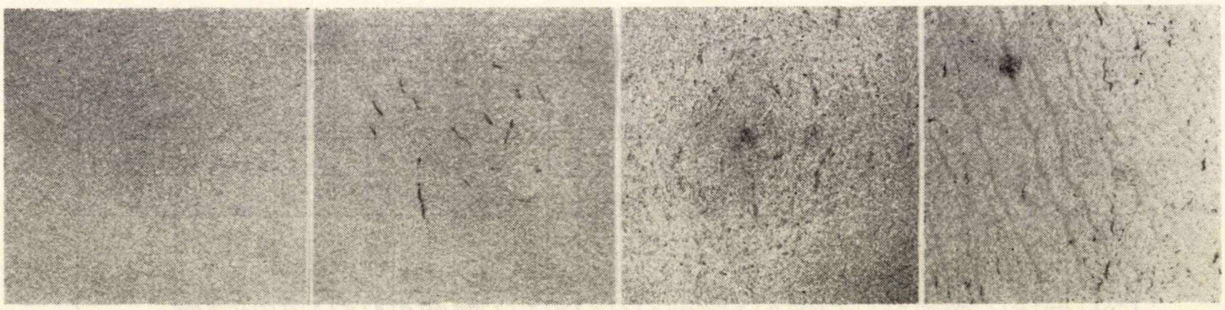

a *b* *c* *d*

Fig. 1

În literatura de specialitate mai recentă se prevede o serie de reactivi metalografici cu diverse destinaţii, dintre care unii sînt prevăzuţi şi în STAS 4203-63.

De exemplu în lucrarea [1] se prevăd pentru oţeluri carbon 21 de reactivi metalografici. Experimentînd reactivii care nu sînt prevăzuţi în STAS 4203-63, nu s-a găsit un reactiv care să pună în evidență toate defectele și în același timp să aibă o durată scurtă de atac.

În lucrarea [2] se indică reactivul pentru scoaterea în evidență a golurilor, a fisurilor și a crăpăturilor în oțel.

Reactivul are compoziția : 60 cm³ acid clorhidric concentrat, 7 cm³ acid sulfuric concentrat, 18 cm³ apă. Atacarea se efectuează la temperatura de 60 – 70°C. După atacare probele se spală la început cu soluție 10% acid azotic pentru îndepărtarea depozitului de culoare închisă, apoi cu apă. Durata de atacare se stabilește în funcție de scopurile controlului, astfel : la scoaterea în evidență a golurilor zonale interdendritice, a crăpăturilor macro și a structurii generale a oțelului, durata de atac este de 1 h ; la scoaterea în evidență a defectelor superficiale (stratificări, fisuri de suprafață etc.) durata de atac este de 2 h.

Rezultă că reactivul este bun, însă are o durată de atac prea mare și se folosește la cald.

Celelalte metode prezentate în lucrarea [2] fie că sînt prevăzute în STAS 4203 - 63, fie că folosesc reactivi scumpi care nu se justifică decît în cazul cercetărilor speciale.

În lucrarea [3] pentru atacul macroscopic, sînt prevăzuți 40 de reactivi. Cei mai mulți dintre acești reactivi se întrebuințează pentru punerea în evidență a studierii repartiției segregațiilor de fosfor.

În lucrarea [4] sînt date 45 de metode pentru punerea în evidență a macrostructurii metalelor și aliajelor. Metodele pentru atac macroscopic la oțeluri au, de asemenea, un timp mai îndelungat pentru atac.

Pentru scopul propus experiențele s-au axat pe amestecul de acid azotic, clorhidric și sulfuric, acizi tari, uzuali, care se fabrică în țară și care sînt mai ieftini. Un amestec de doi acizi tari dă rezultate bune însă numai la cald și într-un timp de atac mai îndelungat. Amestecul de trei acizi tari are o activitate intensă la rece. S-a observat că, efectuînd atacul de probe cu defecte cunoscute, relevarea acestor defecte a fost satisfăcătoare. Pentru determinarea proporției corespunzătoare de acizi a fost efectuat un număr mare de experiențe în diferite condiții de concentrații. Rezultatele experiențelor au permis stabilirea următorului amestec optim de acizi : acid azotic concentrat — 10 cm³ ; acid clorhidric concentrat — 20 cm³ ; acid sulfuric concentrat — 10 cm³ ; apă — 60 cm³.

Eșantioanele metalografice se atacă cu această soluție la rece, timp de 5 min, putîndu-se ataca simultan 20 — 50 de probe, în funcție de mărimea lor.

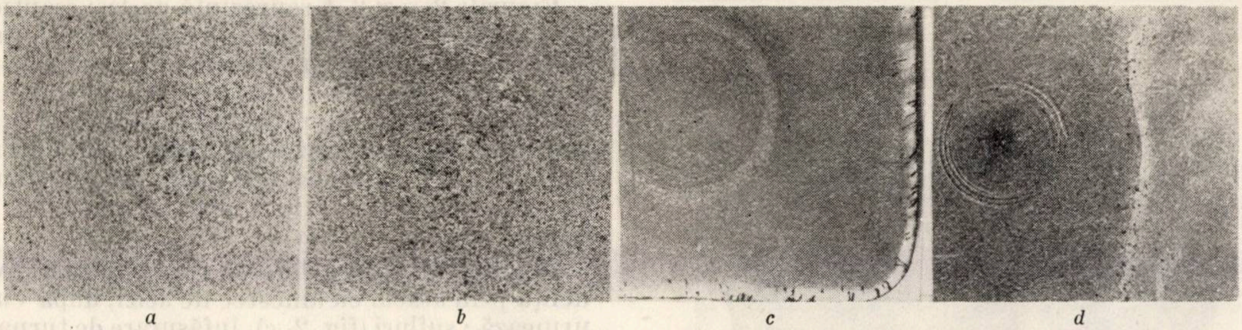


Fig. 2

Această metodă de atac pune în evidență defecte de material (incluziuni, segregații, sufluri, înfășurări, retasuri, porozități), defecte de laminare (suprapuneri, încrețituri), precum și defecte de tratamente termice (crăpături, fulgi etc.). În continuare se vor arăta unele defecte care se pun în evidență prin această metodă de lucru.

Atacul propus pune în evidență fisurile și fulgii. Dacă prin atacul cu acid clorhidric la cald, așa după cum s-a arătat mai sus, se pot forma fisuri datorită hidrogenului care difuzează în suprafața eșantionului, prin atacul cu amestec de acizi se pun în evidență numai fisurile existente în material. Acest fapt s-a constatat la experiențele efectuate pe capete de epruvete de tracțiune din bandaje care prezentau asemenea fisuri. Prin atacul cu acid clorhidric, pe secțiunea transversală prelucrată a epruvetei au apărut numeroase fisuri, așa cum se vede în macrofotografia din figura 1, *c*.

Aceste experiențe confirmă punctul de vedere că, la atacul cu acid clorhidric la cald, în timpul reacției dintre acid și oțel, hidrogenul care se degajă difuzează în masa oțelului și provoacă fisuri superficiale, cunoscute ca fisuri de decapare sau așa-numita boală de hidrogen. Acest fenomen a fost observat numai la oțelurile carbon tratate termic, cu conținut de carbon ridicat, suprasaturate cu hidrogen, care tensionează metalul.

Se cunoaște faptul că pentru a înlătura fenomenul de formare a fisurilor datorită hidrogenului la decapare cu acid clorhidric se adaugă anumiți inhibitori. S-a constatat că hidrogenul în prezența oxigenului nu provoacă fisuri de decapare datorită afinității mari pe care o are hidrogenul față de oxigen.

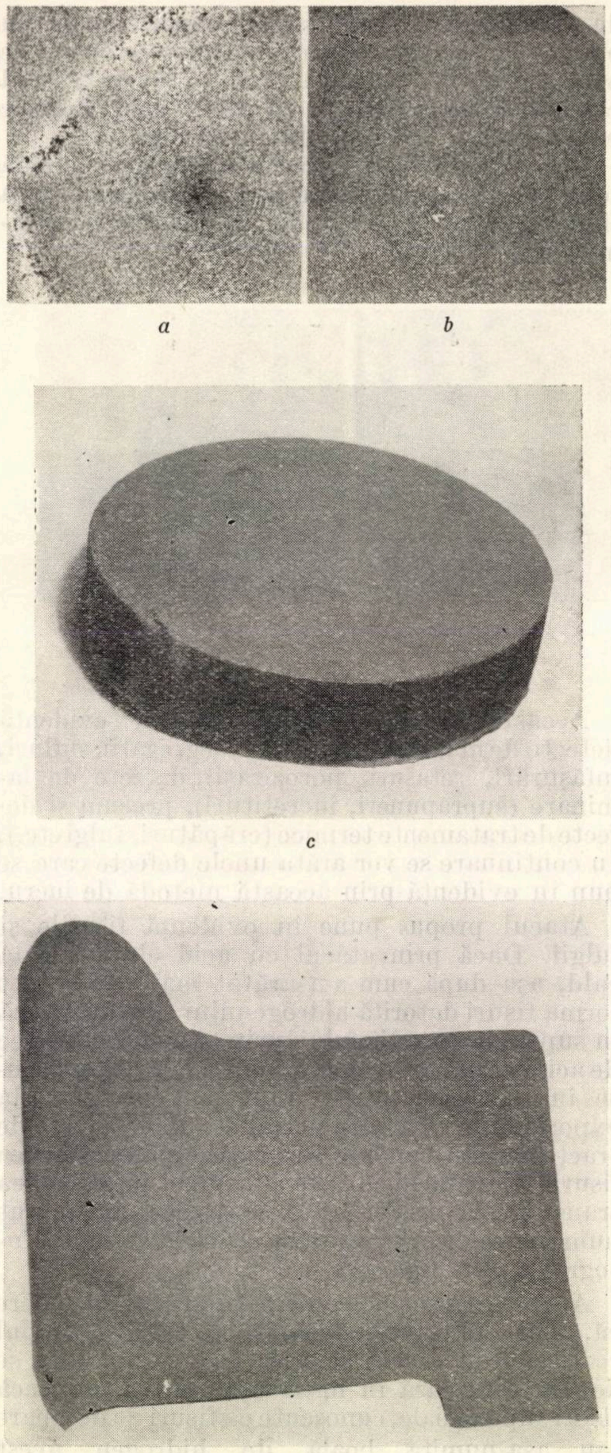


Fig. 3

În amestecul preconizat fiind prezent acidul azotic, care este un puternic oxidant, se exclude apariția fenomenului de mai sus.

O altă caracteristică prevăzută de standarde este porozitatea (generală și centrală) maximă admisă, care se poate determina prin atacul cu acest amestec de acizi și care pînă în prezent nu putea fi pus în evidență decît printr-un atac la cald, greoi, care este de altfel prevăzut în standarde.

Figurile 2, *a* și 2, *b* reprezintă același eșantion atacat cu amestec de acizi și cu acid clorhidric 50% la cald, pentru punerea în evidență a porozității. Se observă că prin atacul cu acid clorhidric (fig. 2, *b*) porozitatea este mult mai accentuată datorită dizolvării mai intense a metalului care în multe cazuri poate duce la denaturarea rezultatelor, mai ales atunci cînd se depășește temperatura de 70°C.

Se prezintă și alte defecte care se pun în evidență prin atacul cu amestec de acizi, după cum urmează : sufluri (fig. 2, *c*), înfășurare de turnare (fig. 2, *d*), înfășurare de turnare (atac la cald acid clorhidric 50%, fig. 3, *a*) ; incluziuni centrale de șamotă (fig. 3, *b*) ; suprapunere de laminare (fig. 3, *c*) și zonă de pătrundere a călirii (fig. 3, *d*).

În concluzie se poate arăta că experimentările care au fost efectuate au scos în evidență că această metodă redă o serie întreagă de defecte de material și de uzinare, cum sînt : sufluri, incluziuni, înfășurări, retasuri, porozități, suprapuneri și încrețituri de laminare, fulgi etc.

Metoda propusă aduce economii la prețul de cost al determinării, mărește productivitatea muncii și dă posibilitatea să se comunice rezultatele în cel mai scurt timp, evitîndu-se astfel întîrzierea și locațiile de vagoane la livrări. Totodată se menționează că atacul fiind energic se pot ataca și suprafețe prelucrate mai grosolan.

Această metodă se aplică în laboratorul metalografic de la C.S.R. de mai bine de un an de zile, cu rezultate bune.

BIBLIOGRAFIE

[1] Schumann H. *Metalurgie fizică*. București, Editura tehnică, 1962.

[2] Tutov N. E. *Metalurgie fizică*. Moscova, Mașghiz, 1958.

[3] Portevin A. *Reactivi de atac metalografic*. Paris, 1937.

[4] Dancenko E. V. *Metalografia în laborator*. Moscova, Metallurghia, 1965.

CZ 669.14:546.621:543.42

Determinarea spectrală a aluminiului din oțel nealiat

Fiz. VETURIA RASZILLIER
Uzinele „23 August" — București

Importanța cunoașterii aluminiului din oțeluri a determinat extinderea metodei spectrale [1] la oțelurile destinate turnării în piese.

În articolul de față se vor indica numai elementele noi stabilite în metodica de lucru față de lucrarea [1] pentru cazul oțelurilor carbon de turnătorie, cu compoziția chimică în limitele: 0,20 — 0,30%C; 0,50 — 0,90% Mn; 0,20 — 0,45% Si; 0,05% S; 0,05% P; 0,005—0,060% Al.

Etaloanele au fost obținute prin turnarea unor probe cu conținutul de aluminiu în scară crescătoare, respectiv: 0,10% (etalonul 1), 0,25% (etalonul 2), 0,039% (etalonul 3), 0,048% (etalonul 4), 0,060% (etalonul 5), adăugat la un oțel de bază cu următoarea compoziție: 0,30% C; 0,66% Mn; 0,40% Si; 0,023% S și 0,025% P.

Pentru asigurarea omogenizării s-a aplicat un tratament termic constînd din încălzirea probelor la temperatura de 940 — 960°C, menținere timp de 45 min, urmată de răcire în aer.

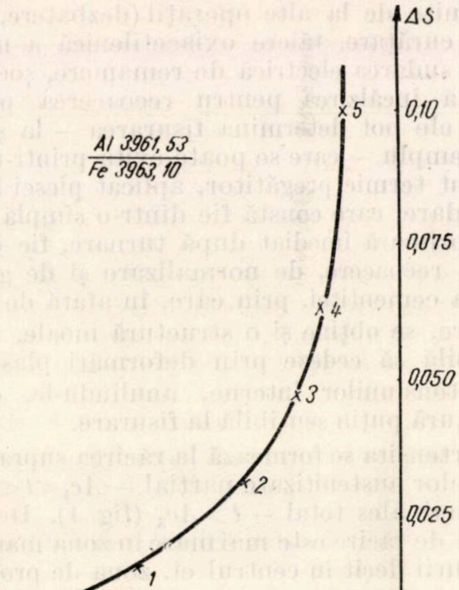


Fig. 1

S-au folosit contraelectrozi din cupru electrolitic, de formă conică cu unghiul de 45°, iar imprimarea spectrelor s-a făcut pe plăci Blau-Extrahart.

Curba de etalonare obținută are alura curbelor de etalonare date de literatura de specialitate [2], [3].

Un exemplu de curbă de etalonare este dat în figura 1.

Pentru evaluarea rezultatelor a fost suficient ca trasarea curbei de etalonare să se facă folosind trei probe etalon (etaloanele 1, 3 și 5).

Valoarea admisă pentru $| \Delta S_1 - \Delta S_2 |$ este $\leqslant 2$, unde ΔS_1 și ΔS_2 au semnificația din lucrarea [1].

Rezultatele obținute (tabela 1) au fost reproductibile și comparabile cu determinările chimice.

Tabela 1

Proba analizată	Analiza chimică	Analiza spectrală	Diferența
4L	⩽0,005	<0,005	—
0	0,006	0,0062	0,0002
15774	0,016	0,022	0,006
IAD	0,026	0,030	0,004
21	0,032	0,030	0,002
4	0,048	0,049	0,001
15804	0,0576	0,0555	0,0021

Erorile de măsurare pentru rezultatele obținute sînt de cel mult ±5,5%, inferioare celor indicate în literatură [3] și celor obținute la metodele chimice.

La un conținut de 0,006% Al s-a obținut eroarea medie pătratică a valorii individuale de ± 0,0021%, iar la un conținut de 0,049% Al, de ± 0,0047%.

Pentru a se obține o precizie mai mare a determinărilor spectrale este indicat ca spectrul aceleiași probe să fie imprimat de trei sau chiar de patru ori, după necesități. Aceasta este impusă de eventualele neomogenități ale probelor de analiză.

BIBLIOGRAFIE

[1] Raszillier V. *Determinarea spectrală a aluminiului din oțelul Cr-Ni-Mo.* Metalurgia, nr. 8, 1966, p. 468.

[2] Takao Z. și Miyoski S. *Spectrochemical Determination of Small Amount of Aluminium.* Steel, Tetsu-to-Haganė Overseas vol. 1, nr. 2, 1961, p. 28.

[3] Schultz R. și Fischer L. *Die spectrochemische Aluminiumbestimmung in unlegierten Stahl.* Neue Hütte, nr. 4, 1965, p. 236—237.

CZ 621.747.583 :621.741.4

Bazele metalurgice ale remanierii prin sudare electrică a pieselor turnate din oţel

Prof. ing. C. WANYOREK
Institutul politehnic—Braşov

Defectele de turnare pot determina rebutarea pieselor turnate din oţel, cauzînd pagube materiale şi pierderi de timp pentru înlocuirea rebuturilor, periclitîndu-se astfel realizarea planurilor de producţie, de investiţii sau de întreţinere, după destinaţia pieselor. Recuperarea rapidă a rebuturilor prin remanierea defectelor prin sudare electrică are o deosebită însemnătate economică, cu condiţia ca sudarea să se execute ireproşabil, încît piesele remaniate să aibă aceleaşi calităţi funcţionale şi să ofere aceeaşi siguranţă în exploatare ca piesele lipsite de defecte. De aceea, în afară de alegerea unor electrozi potriviţi şi de aplicarea unei tehnologii de sudare perfecte, piesa în cauză trebuie supusă unei duble pregătiri, mecanice şi termice-metalurgice [1], cu scopul de a se evita apariţia principalelor două defecte de sudare: insuficienta întrepătrundere a metalului de aport topit cu flancurile parţial topite ale alveolei de sudare şi fisurarea sudurii, la cald sau la rece, în zona de sudare propriu-zisă sau alături de ea, în zona influenţată termic [1].

Pregătirea mecanică constă în prelucrarea alveolei de sudare, iar pregătirea metalurgică, în aplicarea unor tratamente termice pregătitoare, în preîncălzirea înainte de sudare şi în răcirea controlată după sudare.

Prin pregătirea mecanică se îndepărtează radical murdăriile, asperităţile şi defectele din zona de sudat, factori care pot împiedica topirea perfectă şi difuzia reciprocă intimă [1]. La piesele importante sau supuse la solicitări grele, se preferă ca executarea alveolei de sudare — precedată de o recoacere de normalizare — să se facă prin aşchiere pe maşini-unelte, prin dăltuire sau polisare, evitîndu-se curăţarea cu flacără oxiacetilenică.

Fisurile şi crăpăturile apar la cald sau la rece, acolo unde există tensiuni interne de tracţiune mari, care depăşesc rezistenţa la rupere a materialului la temperatura de lucru. Producerea tensiunilor la rece este favorizată de existenţa în structura aliajului a unor constituenţi fragili ca martensita. Pentru a preveni formarea fisurilor la cald şi la rece va trebui deci să se evite formarea tensiunilor de tracţiune prea mari. Pentru a împiedica formarea fisurilor la rece, va trebui ca în plus să se evite şi apariţia martensitei.

Tensiunile de tracţiune — contracţie apar la orice răcire neuniformă. Ele se pot micşora atît prin reducerea la strictul necesar a dimensiunilor alveolei de sudare — ceea ce micşorează valoarea absolută a contracţiei —, cît şi prin micşorarea diferenţei de temperatură dintre sudură şi piesă — prin preîncălzirea piesei înainte de sudare şi prin răcirea împreună a sudurii şi a piesei, în cuptoare de egalizare sau în gropi de răcire (răcirea controlată) imediat după terminarea sudării.

În piesele turnate pot exista importante tensiuni termice de turnare reziduale, datorate distribuţiei neuniforme în spaţiu şi variaţiei neuniforme în timp a temperaturii în diferitele puncte ale piesei în timpul răcirii după solidificare. Însumîndu-se cu tensiuni de acelaşi sens provenite de la alte operaţii (dezbatere, transport, curăţare, tăiere oxiacetilenică a maselotelor, sudarea electrică de remaniere, şocul termic la încălzirea pentru recoacerea primară etc.), ele pot determina fisurarea — la sudare, de exemplu — care se poate evita printr-un tratament termic pregătitor, aplicat piesei înainte de sudare, care constă fie dintr-o simplă recoacere primară imediat după turnare, fie dintr-o dublă recoacere, de normalizare şi de globulizare a cementitei, prin care, în afară de detensionare, se obţine şi o structură moale, tenace, capabilă să cedeze prin deformări plastice în faţa tensiunilor interne, anulîndu-le, deci o structură puţin sensibilă la fisurare.

Martensita se formează la răcirea supracritică a zonelor austenitizate parţial — $Ac_1<t<Ac_3$ — sau mai ales total — $t>Ac_3$ (fig. 1). Deoarece viteza de răcire este mai mare în zona marginală a sudurii decît în centrul ei, zona de probabilitate maximă de primă apariţie a martensitei este cuprinsă între izotermele maxime Ac_1 şi Ac_3. Formarea martensitei se evită prin realizarea, după sudare, a unui regim de răcire cu o viteză subcritică sau — mai uşor şi mai sigur şi mai ales independent de caracterul, mai rapid sau mai lent, al regimului de răcire premergător — prin preîncălzirea piesei sau măcar a zonei de sudat, la o temperatură puţin superioară celei de formare a martensitei din soluţia solidă austenită subrăcită, temperatura M_s, cu menţinerea în piesă a acestei temperaturi — eventual cu aju-

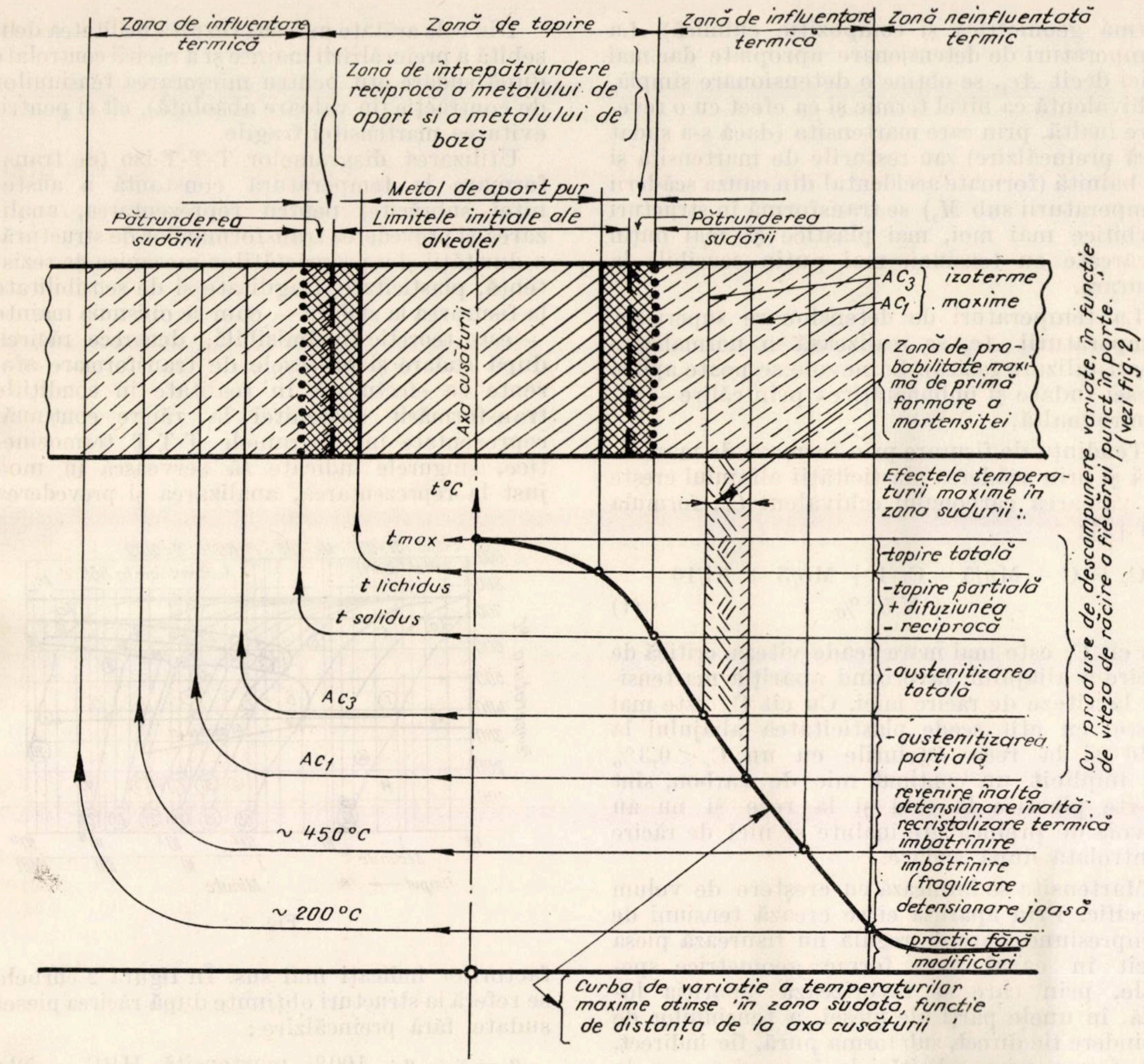

Zona de influentare termică
Zonă de topire
Zonă de influentare termic
Zonă neinfluentată termic
Zonă de întrepătrundere reciprocă a metalului de aport și a metalului de bază
Metal de aport pur
Pătrunderea sudării
Limitele initiale ale alveolei
Pătrunderea sudării
Axa cusăturii
AC_3
AC_1
izoterme maxime
Zonă de probabilitate maximă de primă formare a martensitei
Efectele temperaturii maxime în zona sudurii :
t°C
tmax
t lichidus
t solidus
AC_3
AC_1
~ 450°C
~ 200°C
-topire totală
-topire parțială + difuziunea - reciprocă
-austenitizarea totală
-austenitizarea parțială
revenire înaltă
detensionare înaltă
recristalizare termică
îmbătrînire
îmbătrînire (fragilizare
detensionare joasă
practic fără modificări
Cu produse de descompunere variate, în functie de viteza de răcire a fiecărui punct în parte. (vezi fig. 2)
Curba de variatie a temperaturilor maxime atinse în zona sudată, functie de distanta de la axa cusăturii
Viteza de răcire
Distanta de la centrul sudurii

Fig. 1

torul arzătoarelor, a inductoarelor etc. auxiliare — pînă la finele sudării, după care urmează răcirea lentă a sudurii împreună cu piesa.

Preîncălzirea se face în cuptoare cu vatră mobilă, cuptoare clopot etc., prevăzute cu mecanizarea transportului pieselor calde, iar după sudare piesele se reintroduc imediat în aceste cuptoare pentru detensionare prin egalizare la $t > M_s$ urmînd o răcire lentă împreună cu cuptorul sau în aer liber (la piese nepretențioase ca formă geometrică și compoziție chimică). La temperaturi de detensionare apropiate dar mai mici decît Ac_1, se obține o detensionare simplă, echivalentă ca nivel termic și ca efect cu o revenire înaltă, prin care martensita (dacă s-a sudat fără preîncălzire) sau resturile de martensită și de bainită (formate accidental din cauza scăderii temperaturii sub M_s) se transformă în structuri sorbitice mai moi, mai plastice și mai puțin încărcate cu tensiuni, mai puțin sensibile la fisurare.

La temperaturi de detensionare superioare temperaturii Ac_3 se realizează o normalizare (recristalizare fazică). La nevoie se poate aplica piesei sudate și îmbunătățirea prin călire — revenire înaltă.

Tendința de fisurare prin formare de martensită și prin scăderea plasticității aliajului crește cu valoarea carbonului echivalent C_e, formula (1) [2];

$$C_e = C + Mn/5 + Cr/4 + Mo/3 + Ni/10 + \\ + V/5, \%. \qquad (1)$$

Cu cît C_e este mai mare scade viteza critică de răcire a aliajului, favorizînd apariția martensitei la viteze de răcire mici. Cu cît C_e este mai mare, cu atît scade plasticitatea aliajului la cald și la rece. Oțelurile cu un $C_e < 0{,}3\%$ au implicit un conținut mic de carbon, sînt foarte plastice la cald și la rece și nu au nevoie de preîncălzire înainte și nici de răcire controlată după sudare.

Martensita se formează cu creștere de volum specific. Prin apariția ei se creează tensiuni de compresiune, care de regulă nu fisurează piesa decît în cazul unor forme geometrice speciale, prin care se favorizează apariția locală, în unele părți ale piesei, a tensiunilor de întindere fie direct, sub forma pură, fie indirect, sub forma unor solicitări la încovoiere sau la răsucire. Fragilitatea martensitei fragilizează piesa la eforturi exterioare statice și de șoc, supraadăugate la tensiunile de contracție termice reziduale (rămase în piesă după răcirea completă după sudare), tensiuni care cresc cu supraîncălzirea la sudare, cu diferența de temperatură dintre sudură și piesă, cu volumul sudurii și cu mărimea carbonului echivalent.

Temperatura de preîncălzire este situată cu 50 — 60°C deasupra temperaturii M_s, a cărei valoare se poate calcula pentru oțelurile de construcție slab aliate cu o aproximație de ± 20°C, folosind formula (2) [3]:

$$M_s = 561 - 474\ C - 33\ Mn - 17\ Ni - \\ - 17\ Cr - 21\ Mo \qquad (2)$$

din care rezultă că oțelurile nealiate necesită temperaturi de preîncălzire mai ridicate decît cele aliate. Se reține influența nulă a conținutului de siliciu.

Din cele arătate mai sus rezultă utilitatea deosebită a preîncălzirii înainte și a răcirii controlate după sudare atît pentru micșorarea tensiunilor de contracție (în valoare absolută), cît și pentru evitarea martensitei fragile.

Utilizarea diagramelor T-T-T-izo (de transformare la temperatură constantă a austenitei subrăcite) pentru reprezentarea, analizarea și prevederea transformărilor de structură, a durității și a proprietăților mecanice de rezistență, plasticitate, fragilitate și de sensibilitate la fisurarea la sudare — cum se obișnuia înainte — este teoretic inadmisibilă, deoarece răcirea după sudare și procesele de transformare aferente se efectuează în realitate în condițiile transformării austenitei la răcire continuă, reprezentate în diagramele T-T-T termocinetice, singurele indicate să servească în mod just la reprezentarca, analizarea și prevederea factorilor indicați mai sus. În figura 2 curbele se referă la structuri obținute după răcirea piesei sudate, fără preîncălzire:

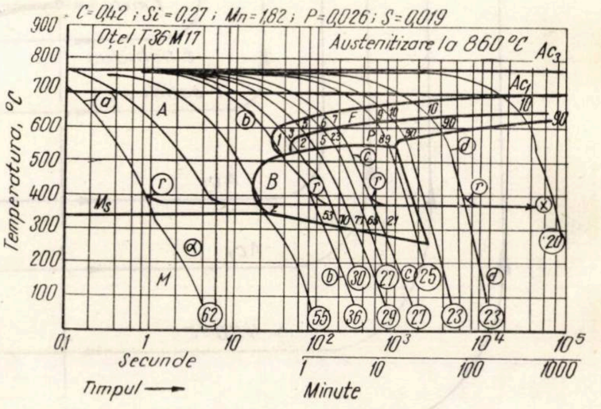


Fig. 2

$a - r - a$: 100% martensită, HRC = 52;

$b - r - b$: 1 % feriță + 53% bainită + + 46% martensită, HRC = 36;

$c - r - c$: 7 % feriță + 70% perlită + 21% bainită + 2% martensită, HRC = 28;

$d - r - d$: 10 % feriță + 90 % perlită, HRC = 23

respectiv la structuri obținute după răcirea piesei sudate, cu preîncălzire:

$a - r - x$: 100% bainită;

$b - r - x$: 1% feriță + 99% bainită;

$c - r - x$: 7% feriță + 70% perlită + 23% bainită;

$d - r - x$: 10% feriță + 90% perlită, HRC = 23.

Trasînd pe o astfel de diagramă curbele de răcire (fig.3), reprezentînd regimurile de răcire în aer realizate la periferie și la centru în bare de diferite grosimi — care se pot asimila cu oarecare aproximaţie cu grosimea piesei sudate în zona sudată, sau determinînd şi înregistrînd grafic regimul de răcire al sudurii prin măsurări directe, se pot prevedea, cu destulă precizie, compoziţia metalografică cantitativă rezultată

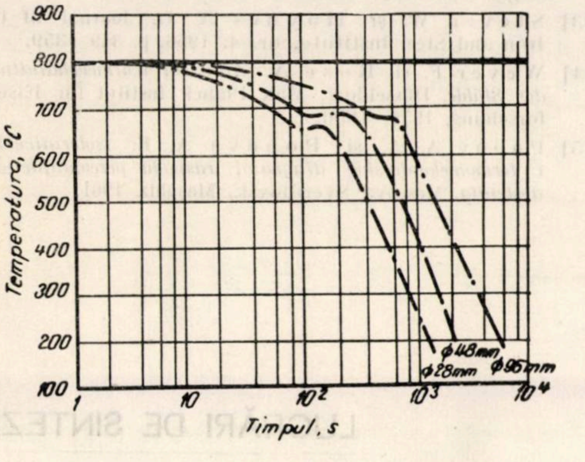


Fig. 3

după răcirea completă, fragilitatea probabilă după sudare, mai mare sau mai mică, deci implicit şi tendinţa de fisurare după sudare, după cum în structură predomină constituenţii fragili (martensita, mai puţin bainita) sau cei moi şi tenace (perlita, ferita). Astfel de trasee, pentru regimuri de răcire şi grosimi de piese diferite, se găsesc prin diverse culegeri sau atlase [2], [5], [6] (figura 3).

Efectul preîncălzirii se poate urmări clar pe figura 2: indiferent de caracterul iniţial al

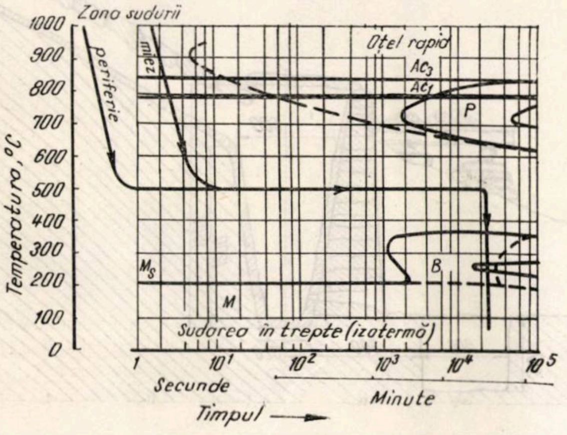


Fig. 4

regimului de răcire, rapid sau lent, toate traseele se opresc la nivelul temperaturii de preîncălzire t, iar restul de austenită, netransformată încă pînă în acest moment, se transformă mai departe, după regimul izoterm, în structuri bainitice, mult mai puţin fragile şi cantitativ mai puţine decît martensita care se formează prin răcire directă la sudarea fără preîncălzire.

Aplicîndu-se riguros aceste recomandări, la uzina „Hidromecanica" din Braşov s-a reuşit sudarea, cu deplin succes, a mai multor şi foarte importante obiecte turnate din oţel carbon sau slab aliat, ca: pompa de rafinării (pompează produse inflamabile la 50 at şi 450°C), coturi de întoarcere pentru rafinării, prevenitoare de erupţie şi capete de erupţie (500, respectiv 1 050 at, presiunea de încercare) etc.

Diagramele T - T - T-izo de transformare a austenitei subrăcite la temperatură constantă

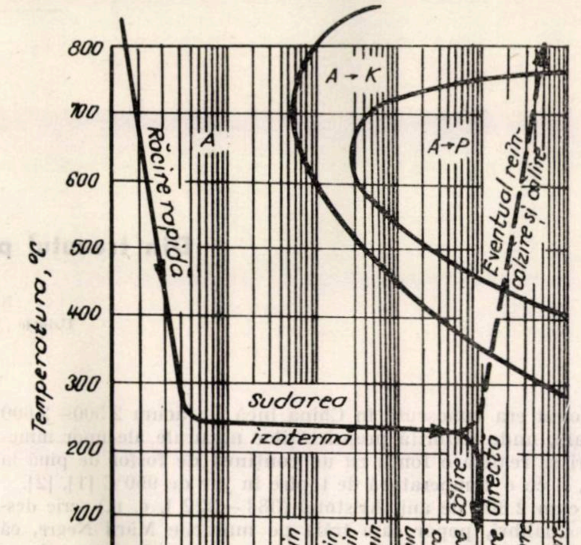


Fig. 5

au o aplicaţie interesantă în cazul sudării oţelurilor ledeburitice (rapide, de scule, fig. 4) sau austenitice (inoxidabile sau manganoase, fig. 5) care, călite izoterm într-o baie de săruri topite la temperatura $t > M_s + 60°C$, prezintă la acest nivel de subrăcire o remarcabil de mare stabilitate a austenitei subrăcite — de zeci de minute şi chiar de ore întregi — înainte de a începe transformarea ei izotermă. Acest interval de timp se poate folosi pentru executarea sudării în condiţii optime: masa piesei are o structură austenitică moale, tenace, plastică, deci insensibilă la efectul tensiunilor interne, iar materialul de aport topit are, după solidificare, aceeaşi structură austenitică, ansamblul este deci perfect omogen. Imediat după sudare, pînă nu scade temperatura sudurii sub M_s, piesa sudată se căleşte din nou în condiţii normale — în cazul oţelului manganos austenitic în apă rece la 10 — 20°C. Metoda descrisă — aşa-zisa metodă de sudare izotermă — promite rezultate foarte bune la sudarea acestor oţeluri, altfel dificil sau chiar imposibil de sudat cu succes, adică fără fisuri, din cauza contracţiei termice mari a acestor oţeluri şi din cauza martensitei, care se formează în parte în piesele turnate în timpul răcirii după turnare (oţelul manganos), cît şi din cauza martensitei care apare la revenirea pe care oţelul din zona influenţată termic sau din sudură, austenitizat în prealabil prin călire sau rezultat ca atare din turnare, o suferă din cauza încălzirii produse în timpul sudării (fig. 4 şi 5).

BIBLIOGRAFIE

[1] Wanyorek C. *Cercetări privind remanierea prin sudare electrică cu arc a pieselor turnate din oţel şi tratamentul termic al acestora.* Bucureşti, I.D.T., 1965.

[2] Ruhfuss H. *Wärmebehandlung der Eisen Werkstoffe.* Düsseldorf, Stahleisen—Verlag, 1958.

[3] Steven W. şi Haynes A. G. Journal of the Iron and Steel Institute, nr. 4, 1956, p. 349—359.

[4] Wever F. şi Rose A. *Atlas zur Wärmebehandlung der Stähle.* Düsseldorf, Max Planck Institut für Eisenforschung, 1954—1956.

[5] Popov A. A. şi Popova A. E. *Izotermiceskie i termomekaniceskie diagramî raspada pereohlajdenogo avstenita.* Moscova Sverdlovsk, Maşghiz, 1961.

LUCRĂRI DE SINTEZĂ

Din trecutul producţiei de fontă

N. PILLY
Uzinele „Victoria" — Călan

Fonta era cunoscută în China încă de acum 2 300—2 600 de ani, unde datorită proprietăţilor naturale ale unor minereuri se realiza o fontă cu un conţinut de fosfor de pînă la 7 % şi cu o temperatură de topire în jur de 950°C [1], [2].

Acum 2 300 de ani, Aristotel (384—322 î. e. n.) scrie despre Chalibri, popor care trăia pe malurile Mării Negre, că aceştia obţineau un fier care curgea „ca apa", avea culoare albă, ruginea mai puţin intens şi necesita „o curăţare" prin retopiri repetate pentru a deveni forjabil [3]. Chalibrii cunoşteau deci nu numai fonta dar şi un procedeu de afinare, adică de transformare a fontei în oţel.

Cuptorul vertical din Valea Caselor - Ghelar, primul cuptor vertical apărut pe teritoriul ţării noastre, încă în secolul al IX-lea (fig. 1) [4], [5] cu înălţimea relativ mică, primind aerul necesar arderii prin tiraj natural sau şi prin foale acţionate manual a avut şanse minime ca pe lîngă lupe să producă şi fontă. Zgura deosebit de bogată în oxid feros de asemenea nu a permis aceasta. O analiză de zgură colectată din Valea Caselor este redată în tabela 1; conţinutul de oxid feros este de 58,85 %.

Furnalul a provenit din cuptorul vertical pentru lupe, care a avut ca dimensiuni maxime o înălţime de 5 m, un diametru la baza creuzetului de 0,7—0,8 m, la gura de încărcare 0,45 m, iar la pintecul situat la mijlocul înălţimii — un diametru de 1,35 m (Schmalkalden) [6], [7].

Fonta rezultă ca produs secundar în procesul de obţinere a oţelului (fierului sudat) direct din minereuri cu atît mai frecvent, cu cît procedeul de obţinere a acestuia era mai perfecţionat. Cu cît s-a ridicat înălţimea cuptorului, cu atît s-a lărgit zona de reducere indirectă şi s-a micşorat temperatura la gura cuptorului. Mărirea randamentului de utilizare a oxidului de carbon a redus cantitatea de oxid feros din zgură şi acţiunea oxidantă a acesteia. Insuflarea unei cantităţi mai mari de aer a mărit temperatura în creuzet şi gradul de carburare, ceea ce a avut ca urmare scăderea temperaturii de topire a metalului.

Folosirea în Europa, în secolul al XIII-lea, a foalelor acţionate cu ajutorul roţilor hidraulice [8] nu numai că a mărit debitul de aer faţă de cel obţinut prin tiraj natural sau foale manuale, dar a asigurat şi continuitatea procesului. Acolo unde se urmărea obţinerea lupelor, fonta a fost întotdeauna un produs nedorit.

Turnătoriile de metal care se găseau atunci într-un stadiu de înflorire au descoperit însă în fontă un nou metal cu bune proprietăţi de turnare şi tot mai largi posibilităţi de întrebuinţare.

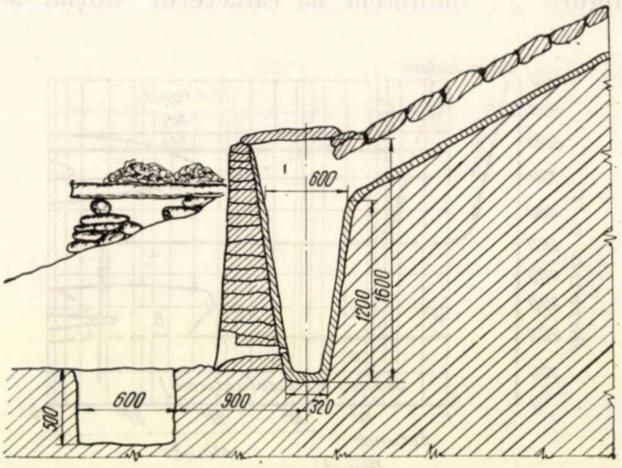


Fig. 1

Tabela 1

SiO₂	Al₂O₃	CaO	MgO	Fe	Mn	P	S
28,18	1,22	1,40	2,55	45,79	3,79	0,123	0,83

Experimentările pentru obţinerea în mod continuu a fontei, din cuptoarele verticale cu cuvă, şi perfecţionarea acestora şi a procesului au avut ca rezultat realizarea furnalului înalt, care în prima fază se deosebea prea puţin de cuptorul pentru obţinerea lupelor.

Spaţiul de lucru era format din două trunchiuri de con cu baza mare comună şi înălţimea ceva mai mare decît a înaintaşului său.

În secolul al XIII-lea primele furnale, adică cuptoarele cu cuvă, care produceau în mod curent fontă, apar în Siegerland, Liège şi Anglia. Ele produceau pînă la 0,7 t fontă pe zi [9], [10], [11], [12].

Primele furnale au avut „creuzet închis". Încă la sfîrşitul secolului al XIII-lea, adică scurt timp după apariţia furnalului, apar furnalele cu „creuzet deschis" care prezintă mai multe avantaje decît dezavantaje faţă de primul. Pînă la mijlocul secolului al XIX-lea furnalul cu creuzet deschis era cel mai frecvent, iar cel cu creuzet închis reprezenta o excepţie [13].

Din mijlocul secolului al XIV-lea alături de foale apare suflanta cu cilindru şi piston din lemn [10].

Furnalele se răspîndesc încet. Vanuccio Birringuccio în lucrarea sa de zece volume „Pyrotehnia", apărută la Veneţia în anul 1540, abia descrie pe scurt furnalele, iar lui Agricola (Georg Bauer, 1494—1555) — după cum reiese din lucrarea sa apărută la Basel în anul 1556 şi intitulată „De re metalica" — furnalele nu-i erau încă cunoscute.

Pe timpul lui Birringuccio existau deja şi furnale care utilizau două guri de aer. El recomandă ca în cazul utilizării a două guri de aer, acestea să fie amplasate diametral opus.

Într-un hrisov din 23 IV 1448 se aminteşte de existenţa pe teritoriul ţării noastre de „mori de pisat minereul" [14].

În anul 1507, în Erzgebirge (Sigismund Maltitz), iar în anul 1524 în Munţii Harz (Peter Philip) se introduce şteampul pentru sfărîmarea minereului. Pînă la inventarea concasorului cu fălci a trebuit să mai treacă 3,5 secole (americanul Blake 1858) [15].

Din secolul al XIV-lea, de la Brad provine cel mai vechi vehicul purtat pe şine. Vagonetul şi linia erau din lemn; linia era prevăzută cu schimbător de cale [16].

În anul 1604 se inventează în Italia suflanta cu ejecţie de apă care se utilizează în special la cuptoarele catalane. În stadiul cel mai perfecţionat, o astfel de suflantă, la un consum de 250 m³ apă debita 250 m³ aer. La o înălţime de cădere de 9—10 m se realiza o presiune de maximum 90 torr (fig. 2) [17].

Lipsa mangalului şi abundenţa cărbunilor în Anglia a dus la încercarea acestora din urmă de către Dud Dudley (25. X. 1684) la furnalele sale, în anul 1625, după ce încă în anul 1619 a obţinut un brevet pentru aceasta [1], [9], [18]. Utilizarea cărbunilor se extinde apoi repede. La noi în ţară primele încercări se fac în 1816, iar folosirea curentă, din 1846 [19], apoi în special între anii 1880 şi 1900, la furnalele din Călan.

În anii 1630—1640 apare primul furnal în Rusia la Uzinele „Gorodisce" lîngă Tula [10], [20], iar pe continentul american, în anul 1644 [11].

În anul 1709 Abraham Dardy I produce prima fontă cu cocs [18], [21].

În anii 1718—1720 apar primele furnale pe teritoriul ţării noastre la Oraviţa, Luncani şi Bocşa. Producţia zilnică a acestora era sub o tonă fontă pe zi [19], [22].

În anul 1740, furnalul din Nevian (Ural) construit de Procopie Demidov cu o înălţime de 12,8 m şi un volum util de 72 m³ produce 14 t fontă de afinare pe zi [10], [23], [24]. Această producţie pare uluitoare pentru acel timp, avînd în vedere faptul că utilizarea a două guri de aer s-a reinventat aici (de către G. Mahotin) abia în anul 1743 [10], [24], cît şi faptul că ulterior în Ural nu s-au mai realizat astfel de producţii sau mai mari, decît după circa 150 ani.

A. Dardy II utilizează, în anul 1750, la Coalbrookdale, prima maşină cu aburi Newcomen pentru mărirea cantităţii de aer insuflat în furnale. Maşina acţiona pompe de apă care urcau apă suplimentară la roata hidraulică. Roata cu un diametru de 23 picioare (circa 7,35 m) acţiona cele mai puternice suflante din acele timpuri (suflante cu cilindri şi pistoane din lemn) [25].

În anul 1754 se depăşeşte pentru prima dată de către un furnal cu cocs (Uzina Hersehay) producţia obişnuită a furnalelor cu mangal, şi anume, de 3 t fontă pe zi [29].

Pe continentul european primele încercări de utilizare a cocsului în furnale se fac în anii 1765 la Sulzbach (Saar), apoi în anul 1789 (din 19. XI.) la uzinele regale Malapane, iar utilizarea curentă se realizează la uzina Creuzot, în anul 1784, şi Gleiwitz, în anul 1796 [21].

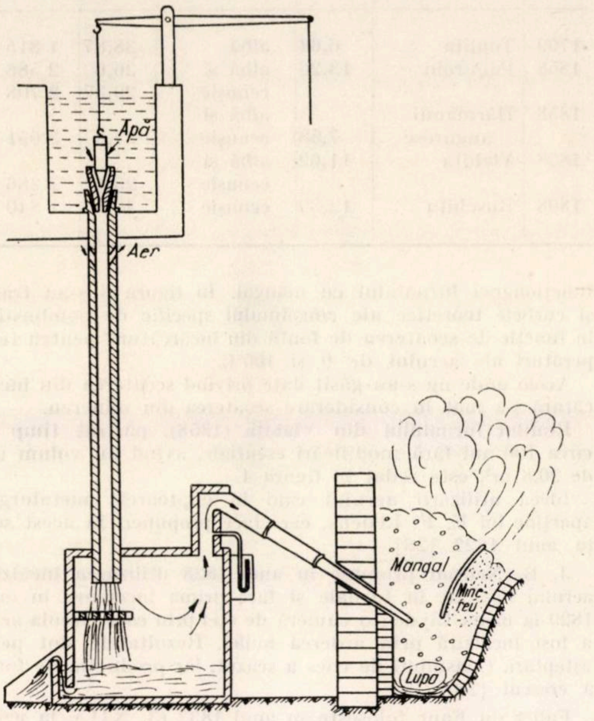


Fig. 2

Prima suflantă din fontă o construieşte John Smeaton în anul 1768 pentru uzina Carron din Scoţia.

John Watt patentează maşina sa cu aburi în anul 1769 dar ea este folosită la furnale abia în anul 1776 de către John Wilkinson la uzina Broseley (pistoanele aveau un diametru de 38" adică 965 mm) [26].

Producţia de fontă destinată transformării în oţel primeşte un nou impuls prin inventarea în anul 1784, de către Henry Cort, a procedeului de pudlare care se introduce în Belgia de către Kockerill (1820), în Germania de către W. H. Remy (1824) [11], iar pe teritoriul ţării noastre la Reşiţa (1840) şi la Nădrag (1847).

Trebuie amintită aici şi memorabila zi de 25 iulie 1814 cînd a fost încercată cu succes prima locomotivă construită de George Stephenson. Prima linie de cale ferată a fost însă inaugurată în Anglia abia în 27. IX. 1825 (Stockton-Darlington; 41 km); în 5. V. 1835 — în Belgia (Mecheln-Bruxelles); în 7. XII. 1835 — în Germania (Nürnberg-Fürth), iar pe continentul american în 28. XII. 1829 (Baltimore-Elicotts Mills) [27].

Pe teritoriul ţării noastre în prima etapă care cuprinde anii 1854—1870 se inaugurează liniile de cale ferată Anina-Oraviţa, Arad-Simeria-Alba Iulia, Constanţa-Cernavodă (1860), Bucureşti-Giurgiu (1869), Petroşeni-Simeria (1870) şi altele.

Transportul pe calea ferată a produs o revoluţie în transporturi şi a contribuit la o dezvoltare rapidă a producţiei de fontă şi a industriei în general. De exemplu, producţia de cărbuni la Petroşeni a crescut de la 6844,6 t în anul 1870, la 43 190,6 t, în anul 1871.

La funcţionarea cu aer rece consumul specific de combustibil a fost foarte mare. În tabela 2 şi figura 3 (cifrele reprezintă numărul furnalelor din tabela 2) se dau cîteva rezultate în acest sens obţinute pe teritoriul patriei noastre la

Tabela 2

Anul	Uzina	Înălțimea furnalului	Fonta produsă	Scoaterea de fontă, %	Consumul specific de combustibil uscat, kg/tf
1799	Toplița	6,64	albă	38,87	1 815
1858	Păduroiu	13,26	albă și	26,6	2 588
			cenușie	29,37	2 708
1858	Hărmanul unguresc	7,58	albă și cenușie	37,8	3 051
1858	Vlahița	11,69	albă și cenușie	25,1	2 286
1898	Ruschița	12,80	cenușie	40,2	1 840

funcționarea furnalului cu mangal. În figura 3 s-au trasat și curbele teoretice ale consumului specific de combustibil în funcție de scoaterea de fontă din încărcătură pentru temperaturi ale aerului de 0 și 100°C.

Acolo unde nu s-au găsit date privind scoaterea din încărcătură s-a luat în considerare scoaterea din minereu.

Profilul furnalului din Vlahița (1858), păstrat timp de circa 100 ani fără modificări esențiale, avînd un volum util de 20,8 m³, este redat în figura 4.

Ideea utilizării aerului cald în cuptoarele metalurgice aparține lui E. F. Leuchs, care face propuneri în acest sens în anul 1822 [28].

J. B. Neilson propune în anul 1828 utilizarea încălzirii aerului insuflat în furnale și face prima încercare în anul 1829 la uzina Clyde; o cameră de oțel prin care circula aerul a fost încălzită prin arderea huilei. Rezultatele sînt peste așteptări. Consumul de cocs a scăzut, iar producția de fontă a crescut [28].

Faber du Faur folosește în anul 1832 (3. XII.), la uzina Wasseralfingen, gazul de furnal pentru încălzirea aerului după ce în primăvara aceluiași an s-au făcut încercări în acest sens și la uzina Hansen, la Schopfheim - Baden. Preîncălzitorul lui Faber du Faur, din țevi de oțel, era montat la gura furnalului [29].

Eficiența aerului cald duce la extinderea rapidă a utilizării acestuia. Încălziri la 150—350°C duc la economii de combustibil de 35—75%. La Wasseralfingen consumul s-a redus de la 1,74 la 1,13 t/t (35%), iar la Clyde, de la 6,75 cărbuni/t fontă la 2,40 t/t, din care 0,4 t s-au utilizat pentru încălzirea aerului [30].

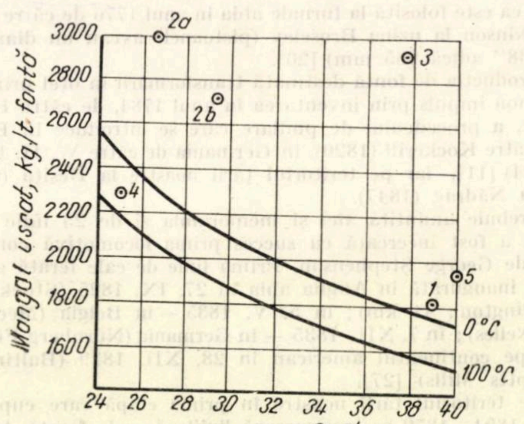


Fig. 3

Creșterea producției de fontă pe furnal, ca urmare a introducerii încălzirii aerului cald, reiese din datele referitoare la Anglia (tabela 3) [31].

Pe teritoriul țării noastre, la furnalul din Govăjdia, se introduce încălzirea aerului cald, cu ajutorul gazului de furnal, încă din anul 1840 (25. VIII). Încălzind aerul cald la 150°C, se reduce consumul specific de mangal cu 10%, iar producția de fontă crește cu 650 kg/zi.

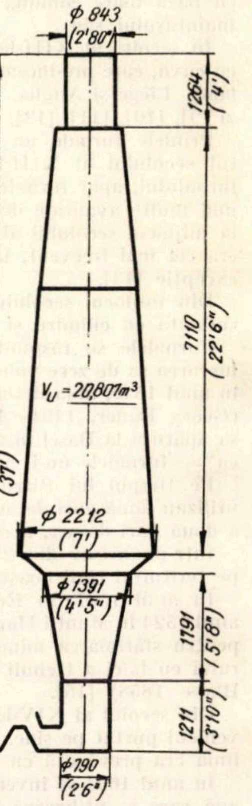


Fig. 4

Robert Wilhelm Bunsen analizează, pentru prima oară, funcționarea unui furnal pe baza analizei gazului, în anul 1838 [23], [32], [33].

Utilizarea în proporție mai mare a gazului de furnal a dus la necesitatea închiderii gurii furnalului și la inventarea unor aparate de încărcare. Dintre acestea o largă răspîndire a avut-o aparatul Parry (1850), utilizat prima dată la uzina Abow-Vale apoi aparatul lui Langen (1861), Hoff și, în mai mică măsură dar înaintea acestora, aparatul destinat numai pentru captarea gazului, a lui Pfort (1842), Darby etc. [23], [34].

Aparatele pentru încălzirea aerului (recuperatoare metalice) care găsesc o răspîndire mai mare erau cele de tipul Calder și Wasseralfingen (ambele tipuri fiind folosite și la Govăjdia, iar al doilea la Filea, Călan și Hunedoara), Cleveland, Langen, Gjer (acest tip fiind fabricat și la uzina Nădrag).

În anul 1857, E. A. Cowper patentează încălzirea aerului în regeneratoare. Grilajul refractar a fost încălzit la început prin arderea cărbunilor, apoi cu gaz de furnal. Primele caupere au funcționat la uzina Ormesby-Cleveland. Abia în anul 1870, în colaborare cu Siemens, cauperele au obținut forma pe care au păstrat-o în linii mari pînă azi [36], [37].

Pe continentul european primul cauper este introdus la Troisdorf, în anul 1862, de către E. Langen.

Gazul de furnal nu a fost primul subprodus utilizat. Zgura a fost utilizată încă din anul 1570 pe baza ideii lui Iulius Braunschweig la turnarea ghiulelor pentru tunuri; în anul 1761, în Suedia, se produc cărămizi turnate din zgură, care se utilizează la zidirea cuvei furnalelor; din anul 1853 se introduce granularea zgurei, iar în anul 1862 E. Langen constată proprietățile hidraulice ale zgurei granulate, constatare care deschide drumul utilizării acesteia la producerea cimentului [38].

În anul 1883 se introduce granularea zgurei la furnalul din Govăjdia.

În anul 1867 Fr. Lürmann inventează dispozitivul de evacuare răcit al zgurei superioare, dispozitiv care este folosit pentru prima dată la un furnal din Georgsmarienhütte Osnabrük [30]. Din acestă perioadă furnalele cu creuzet deschis nu numai că pierd preponderența, dar devin în scurt timp o raritate.

Tabela 3

Anul	Fonta produsă	Nr. de furnale	Producția t/furnal/an
1830	678 417	357	1 900
1839	1 347 790	420	3 210

În anul 1875 se aplică, pentru prima dată, răcirea etalajului cu pene de răcire la Uzina Friederich-Wilhelmshütte-Mühlheim, apoi în anul 1892, răcirea etalajului și creuzetului la Uzina Thomson [23].

Noi perspective pentru creșterea producției de fontă de transformare le deschide inventarea procedeului Bessemer și Martin (1865), apoi al lui Sidney G. Thomas (1878) privind convertizorul cu căptușeală bazică.

Pe teritoriul țării noastre aceste procedee se aplică în scurt timp după inventarea lor (Bessemer în 1868, Martin în 1876) [40], [41], [42].

În sudul Rusiei primele furnale cu cocs apar în anul 1870—1880 [20], [23].

Deși producția de cocs în bucșe, pe scară experimentală, începe la noi în țară în anul 1819—1820, iar producția în cocserii la Anina, în anul 1862, și la Reșița, în anul 1864, cocsul la început se folosește doar în amestec cu mangalul sau cu cărbunele mineral (Călan și Anina). Primul furnal cu cocs este pus în funcțiune la Reșița în anul 1880 [19], [43].

Producția mondială de cocs crește în decurs de 15 ani (începînd cu anul 1885) de la 25 mil. t la 50 mil. t (în anul 1900), adică la dublu, proporția de fontă produsă cu mangal scăzînd vertiginos [44].

În anul 1881 la Uzinele Albany și Remsela se folosește mașina de spart blocurile (calupurile) de fontă, construită de Blake [45].

În anul 1882 se face prima încercare de către Fr. Burgers de folosire a cărămizilor carbonice în furnal [29].

Primul melanjor pentru fontă (capacitate 80 t) s-a construit în anul 1889 de către W. R. Jones la Uzina Thomson din Braddock la Pittsburgh [18], [45]. Punerea în funcțiune la Hörde a primei suflante acționate cu mașina de gaz s-a făcut în anul 1895 [11], [46]. Meran EduardTheissen construiește primul dezintegrator pentru epurarea finală a gazului de furnal, în anul 1899 [18]. După circa șapte ani și furnalele din Hunedoara au în dotație un astfel de dezintegrator [5].

În anul 1901 la Uzina Elise funcționează primul vagon cîntar [23].

Prima mașină de găurit orificiul de descărcare a fontei este folosită la Maryland Steel Company, în anul 1891.

S. W. Vaughan construiește în 1895 prima mașină de astupat orificiul de descărcare a fontei [46].

Furnalul Luc din Pittsburgh folosește prima dată, în anul 1896, mașina de turnat fontă pe bandă tip Uehling. În anul 1900 la Uzina Duquesne există o mașină cu o capacitate de turnare de 1 600 t fontă pe zi [46].

În ceea ce privește construcția furnalelor, în secolul al XIX-lea se conturează mai multe tipuri constructive :

— Furnalele de construcție scoțiană cu cuva susținută de un inel cu ajutorul unor stîlpi de obicei din fontă, cuva subțire din două straturi, zidăria închisă într-o manta metalică.

— Construcția germană cu cuva liberă, cu un singur strat de zidărie încinsă de obicei cu inele, creuzet închis și dotat cu dispozitiv Lürmann, etalaj subțire. Stropirea creuzetului și a etalajului se face în cazul unei uzuri avansate a căptușelii.

— Construcția americană iese în evidență prin aplicarea răcirii creuzetului, etalajului și părții inferioare a cuvei, încărcarea automată pe plan înclinat cu schip sau oale, distribuitor rotativ (tip Braun, Beker, Mak-Kee), captarea gazului lateral, conducte verticale etc.

Mai există furnale de construcție combinată, cît și de tip vechi cu zidăria de cîțiva metri grosime.

Evoluția măririi volumului util al furnalelor cu cocs a făcut un salt uriaș în deceniul al VII-lea al secolului trecut (tabela 4), pe cînd furnalele cu mangal erau limitate la 120 m³ (anul 1900).

Creșterea volumului util al furnalelor nu a dus la creșterea corespunzătoare a producției datorită, în special, dimensiunilor mici, necorespunzătoare, ale creuzetului. Furnalul Ferry Hill, de exemplu, produce, în 1870, doar 78 t fontă pe zi [47]. Un tablou mai concludent îl oferă în acest sens indicii de utilizare realizați de furnalele mari în comparație cu cele de volum mic (tabela 5). În același timp cu creșterea volumului util al furnalelor, s-a micșorat însă consumul specific de cocs.

Îmbunătățirile constructive aduse furnalelor și tehnologiei, cît și agregatelor anexe, au dus la creșterea producției pe zi realizate de furnal [5], [9], [23], [26] (tabela 6). De asemenea, a crescut producția medie anuală pe furnal realizată în diferite țări (tabela 7) [30], [44], [48].

Tabela 4

Anul	Uzina	Volumul util, m³
1850—1860	—	120—150
1860	(Scoția și Wales)	sub 230
1861	Thornaby	362
1864	Southbank	450
1866	Tees — Side	566
1867	Norton	736
1868	Middlesborough	815
1870	Ferry Hill	935
1870	Ormsby	1 165

Tabela 5

Locul unde se află furnalele	Volumul util, m³	Producția, t/zi	Consumul de combustibil, kg/t	Indicele de utilizare, t/m³/zi
Carintia și Steiermark, secolul al XVIII-lea	2,75	1,6	?	0,580
1808	5,5	3,5	?	0,657
1830	21,0	7,0	?	0,333
Toplița 1799	6,94	5,18	1905	0,747
1830	10,81	6,75	?	0,625
Treibach 1873	28,8	14,2	800	0,493
1875	53,0	20,0	625	0,378
Hieflau 1869—1874	32	17,0	750	0,532
1876	100	30,0	750	0,300
Clarence 1853	170	30,0	1 430	0,177
1866	330	38,5	1 125	0,117
1866	440	50,0	1 125	0,114
1870	700	60,0	1 125	0,086
Govăjdia 1848	31,44	12,25	1 050	0,390
Ferry Hill 1870	453	50	1 025	0,110
înainte de 1870	935	78	1 000	0,084

Tabela 6

Anul	Uzina	Producția de fontă, t/zi	Combustibilul folosit
Secolul al XVI-lea	Ilsenburg	0,75*	Mangal
1740	Nevian	14	Mangal
1754	Hersehay	3	Cocs
1765	Carron	4,5	Cocs
1787	Toplița	4,72*	Mangal
1840	Dowlais	43	Cocs
1871	Cocren	90	Cocs
1879	Furnalul Pionerul	125	Mangal
1887	Thomson	200	Cocs
1892	Lucy Pittsburgh	300	Cocs
1894	Thomson	400	Cocs
1896	Duquesne	600	Cocs

* Medie pe zi de funcționare ; în rest producții de vîrf.

Tabela 7

Anul	S.U.A.	Germania	Austria	Anglia	Ungaria
	mii t pe an și furnal				
1796	—	—	—	1 048	—
1806	—	—	—	1 545	—
1848	—	—	—	4 240	—
1879	—	—	4 980	—	2 523
1881	7 960	—	—	14 645	—
1890	30 067	—	10 713	19 397	4 985
1893	—	24 440	—	—	—
1895	39 658	25 780	12 975	22 652	6 126
1900	60 387	31 090	—	22 589	8 436
1901	—	29 960	21 462	23 975	8 864
1903	74 459	39 440	25 546	—	10 934
1905	77 096	—	30 260	28 168	—

Producția de fontă a uzinelor de stat din Transilvania împreună cu cea din sectorul particular în perioada 1825—1830 a fost în medie de circa 2 714 t/an [49].

Producția celor 7 furnale din regiunea montană Baia Mare în perioada anilor 1855—1858 a fost următoarea : 1 456 t în 1855 ; 1 738 t în 1 856 ; 2 042 t în 1 857 ; 2 500,5 t în 1 858.

Producția de fontă și minereu a principalelor regiuni montane și anume Oravița și Zlatna pe perioada anilor 1891—1905 este redată în figura 5 [44].

Totalizînd producția realizată de 22 secții de furnale de pe teritoriul țării noastre se obține, pentru anul 1858, o producție de 24 944 t fontă.

În anul 1905 pe întreg teritoriul țării se produce o cantitate de 188 084 t fontă din care 95 % albă și 5 % cenușie. Furnalele din regiunea munților Poiana Rusca participă la această producție în următoarele proporții : Hunedoara 38,3 %, Călan 12,3 % și Nădrag 3,2 %, deci în total cu o pondere de 53,8 %.

Tabela 8

Tara	Anul 1840	1850	1860	1870	1880	1890	1900	1905
	mii tone							
S.U.A.	295,0	573,0	834,0	1 691,5	3 895,0	9 343,9	14 009,0	23 360
Anglia	1 418,0	2 286,0	3 712,0	5 964,0	7 873,2	8 030,6	9 103,1	9 746
Germania	172,9	211,6	550,3	1 564,0	2 729,0	4 698,0	8 520,0	10 988*
Rusia	—	227,0	336,0	359,0	447,0	926,6	2 940,0	2 715
Franța	350,0	406,6	898,4	1 178,1	1 725,3	1 962,2	2 699,5	3 077

* Inclusiv Luxemburg

Se subliniază de aici creșterea de zece ori a producției furnalelor americane în decurs de 24 ani (1881—1905), cît și a celor din Austria, de trei ori numai în decurs de 15 ani (1890—1905).

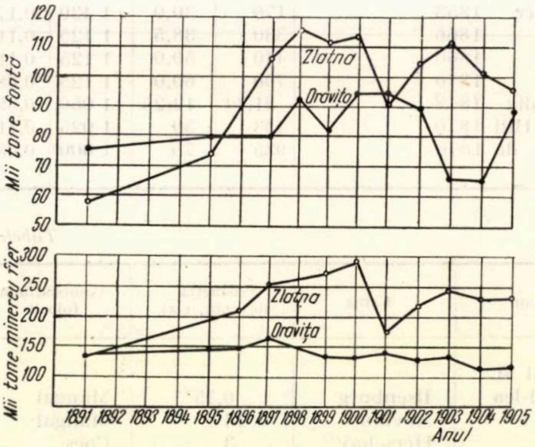


Fig. 5

Tabela 9

Anul	Producția de fontă, mii t	Anul	Producția de fontă, mii t
1840	circa 2 500	1890	27 461
1870	12 350	1899	40 403
1880	18 483	1905	54 355

Față de anul 1858, producția globală de fontă pe întreg teritoriul de azi al țării noastre a fost în anul 1905 de 7,5 ori mai mare, creșterea medie anuală fiind de 16 %.

Evoluția producției principalelor țări producătoare de fontă este dată în tabela 8 [24], [55].

Creșterea producției mondiale de fontă între anii 1840 și 1905 (tabela 9) a fost de 33,4 %, în medie pe an (21,7 ori).

BIBLIOGRAFIE

[1] * * * Giesserei Lexikon. Schile-Schön, GMBH, Berlin, 1962, p. 308—309.
[2] Ghirsovici N.G. *Turnarea fontei*, București, Editura tehnică, 1952.
[3] Ledebur A. *Handbuch der Eisenhüttenkunde*. Arthur Felix, Leipzig, 1894.
[4] Moroianu D. și Ștefan I. M. *Focul viu*. București, Editura științifică, 1963, p. 81—82.
[5] Latinäk G. *A vajdahunyadi m. kir. vasgyàr ès tartozèkai*. Bànyàszati ès Kohàszati Lapok, 1906.
[6] Wedding H. *Ausführliches Handbuch der Eisenhüttenkunde*. Braunșchweig, 1907, vol. IV. /1.
[7] Hoff H. *Die Hüttenwerksanlagen*, Berlin, Springer, 1938, vol. I.
[8] Ledebur A. *Handbuch der Eisenhüttenkunde*, Arthur Felix. Leipzig, 1894, p. 8.
[9] Ledebur A. *Handbuch der Eisenhüttenkunde*, Arthur Felix. Leipzig, 1894, p. 318.
[10] Colectiv de autori. *Domenoie proizvodstvo*. Spravocinic, Moscova, Metallurghizdat, 1963, p. 6—7.
[11] Hoff H. *Die Hüttenwerksanlagen*. Berlin, Springer, 1938, vol. I, p. 4.
[12] Beck L. *Die Geschichte des Eisens*. Friedrich Fieweg und Sohn. Braunschweig, 1894, p. 850—851.
[13] Ledebur A. *Handbuch der Eisenhüttenkunde*. Arthur Felix, Leipzig, 1894, p. 328.
[14] Moroianu D. și Ștefan I. M. *Focul viu*. București, Editura științifică, 1963, p. 4—6.
[15] Ledebur A. *Handbuch der Eisenhüttenkunde*. Arthur Felix. Leipzig, 1894, p. 176—181.
[16] Moroianu D. și Ștefan I. M. *Focul viu*. București, Editura științifică, 1963, p. 47, 95.
[17] Wedding H. *Ausfürrliches Handbuch der Eisenhüttenkunde*. Braunschweig, 1907, vol. IV/1, p. 25—31.
[18] *Vorschau auf die Eisenhüttenmänische Gedenktage im Jahre 1959*. Stahl und Eisen, 1959, p. 41.
[19] Barbu I. și Ștefănescu I. *100 de ani de la pornirea primei cocserii în țara noastră*. Metalurgia și construcția de mașini, 1962, p. 1051.
[20] Colectiv de autori. *Furnale*. Editura tehnică, 1964, p. 14 — 15.
[21] Lange-Kothe Irmgard. *Die Ersten Kokshochöfen in Deutschland, Besonders im Rheinland und in Westfalen*. Stahl und Eisen, 1965, p. 1053 — 1061.
[22] * * * Die Verwaltungs-Berichte der k.k. Berghauptmannschaften, 1858, Wien k.k. Hof und Staatsdruckerei, p. 352 — 431.

[23] Pavlov M. A. *Metalurgia fontei* (traducere I.D.T.), București, vol. 3.
[24] Crasavțev N. I. *Metalurghia ciuguna*. Moscova, Metallurghizdat, 1952, p. 13 — 18.
[25] Beck L. *Die Geschichte des Eisens*. Friedrich Fieweg und Sohn, Braunschweig, vol. II/II. 5. 1896, p. 362 — 363.
[26] Beck L. *Die Geschichte des Eisens*. Friedrich Fieweg und Sohn, Braunschweig, vol, II/II. 5, 1896, p. 520.
[27] Beck L. *Die Geschichte des Eisens*. Friedrich Fieweg und Sohn, Braunschweig, 1898, p. 544 – 549.
[28] Ledebur A. *Handbuch der Eisenhüttenkunde*. Arthur Felix, Leipzig, 1894, p. 404 — 405.
[29] *Vorschau auf die Eisenhuttenmänische Gedenktage im Jahre 1957*. Stahl und Eisen, 1957, p. 44.
[30] Colectiv de autori. *Domenoie proizvodstvo*. Spravocinic, Moscova, Metallurghizdat, 1963, p. 8 — 9.
[31] Beck L. *Die Geschichte des Eisens*. Friedrich Fiewag und Sohn. Braunschweig, vol. IV/4, 1898, p. 657.
[32] *Vorschau auf die Eisenhüttenmänische Gedenktage im Jahre 1963*. Stahl und Eisen, p. 46.
[33] Ledebur A. *Handbuch der Eisenhüttenkunde*. Arthur Felix, Leipzig, 1894, p. 479.
[34] Ledebur A. *Handbuch der Eisenhüttenkunde*. Arthur Felix, Leipzig, 1894, p. 369 — 380.
[35] Déry Kàroly. *Magyar bànja-Kalauz 1905*. Moritz Perles, Wiena.
[36] *100 Jahre Cowper Winderhitzer*. Stahl und Eisen, 1557, p. 1623.
[37] Ledebur A. *Handbuch der Eisenhüttenkunde*. Arthur Felix, Leipzig, 1894, p. 420.
[38] Keil F. *Hochofenschlacke*. Verlag Stahleisen, 1963, p. 200 — 201.
[39] Ledebur A. *Handbuch der Eisenhüittenkunde*. Arthur Felix, Leipzig, 1894, p. 362 — 365.
[40]****Industria României 1944—1964*. București, Editura Academiei R.P.R, 1964, p. 392.
[41] Rău A. și Tudorică S. *Metalurgia oțelului*. Editura tehnică, 1956, p. 9.
[42] Rău A. și Tudorică S. Stahl und Eisen, 1964, p. 35.
[43] Colectiv de cercetători. *Uzinele Reșița în anii construcției socialiste*. București, Editura Academiei R.P.R., 1963,
[44] Hanel R. *Jahrbuch der Österreischischen Berg und Hüttenwerke. Maschinen und Metallwarenfabriken*, Wiena, 1907.
[45] Beck L. *Die Geschichte des Eisens*. Friedrich Fieweg und Sohn. Braunschweig, 1894, vol. V./4, p. 680.
[46] Wedding H. *Ausführliches Handbuch der Eisenhüttenkunde*. Friedrich Vieweg und Sohn, Braunschweig, vol. III. 1906.
[47] Ledebur A. *Handbuch der Eisenhüttenkunde*. Arthur Felix, Leipzig, 1894, p. 329 — 332.
[48] Beck L. *Die Geschichte des Eisens*. Friedrich Fieweg und Sohn. Braunschweig, 1894, vol. IV/4, p. 664.
[49] Szentkirályz. *Az Erdély Bányászat ismertetéses*, Kolozsvártt, 1841.
[50] Kraus J. B. *Montan Handbuch des Kaiserstaates „Öesterreich" für 1867*, A. Schweiger, Wiena, 1867.
[51] Schaunstein A. *Denkbuch des österreichischen Berg und Hüttenwesens*. Verlag des k.k. Ackerbauministeriums, 1873, p. 271 — 273.
[52] Prodan D. *Producția fierului pe domeniul Hunedoarei în secolul al XVII-a*. Anuarul Institutului de istorie din Cluj I, II, 1958 – 1959.
[53] Edvi Illés Aladár. *A magyar vaskőbányászat és Vaskohószat Ismertetése*. Verbőczy. Budapesta, 1900.
[54] Wedding H. *Ausführliches Handbuch der Eisenhüttenkunde*. Braunschweig, vol. II/1, 1907, p. 167.
[55] Bányászati és Kohászati Lapok, 1906, p. 842 — 844.
[56] Stahl und Eisen, 1924, p. 216.

EXTRASE

Afinarea oțelului înalt aliat cu mangan prin insuflare de oxigen. Sansby B. și Knaggs K. The Britisch Foundryman, nr. 2, 1966, p. 76 — 88.

O serie de turnătorii producătoare de oțel austenitic manganos și-au exprimat părerea că metoda de elaborare a oțelului cu 13 % Mn, din deșeuri de oțel manganos, duce la obținerea unor piese de calitate inferioară ceea ce s-ar datora faptului că la elaborarea după metoda retopirii nu se poate asigura o îndepărtare avansată a impurităților din baie. Din această cauză multe turnătorii ezitau să folosească deșeurile proprii de oțel manganos la elaborarea oțelului cu 13 % Mn.

S-a constatat că acest neajuns se poate înlătura dacă la elaborarea oțelului cu 13 % Mn, din deșeuri de oțel înalt aliat cu mangan, afinarea se face prin insuflare de oxigen.

Se fac o serie de considerații teoretice referitoare la presiunea vaporilor de mangan:

$$10\ gp = -\frac{13\ 900}{T} - 2{,}52 \log T + 17{,}27$$

și la ecuația de echilibru:

$$(\mathrm{MnO}) + [\mathrm{C}] \rightleftarrows [\mathrm{Mn}] + \mathrm{CO}\uparrow$$

$$K_{\mathrm{Mn}} = \frac{[a_{\mathrm{Mn}}]\ p_{\mathrm{CO}}}{[a_{\mathrm{C}}]\ (\mathrm{MnO})} \text{ sau } K_{\mathrm{Mn}} = \frac{[a_{\mathrm{Mn}}]\ p_{\mathrm{CO}}}{[a_{\mathrm{C}}]},$$

care demonstrează că, din punct de vedere teoretic, afinarea oțelului înalt aliat cu mangan este posibilă.

Se trasează izotermele din figura 1 care arată relația dintre carbon — mangan — temperatură, la o valoare a p_{CO} de 3 at și care sînt destul de favorabile pentru punerea în valoare a metodei de afinare cu oxigen.

S-au efectuat o serie de probe în fază laborator, aplicîndu-se exact metoda utilizată la elaborarea oțelurilor înalt aliate cu crom. Restul probelor s-au executat în cuptor electric cu arc, de 3 și 5 t. Rezultatele fiind reproductibile, s-au stabilit condițiile optime pentru obținerea rezultatelor cele mai bune. Pentru aceasta, se recomandă următoarele:

— încărcătura să fie constituită din 60 % deșeuri de oțel manganos, 40 % deșeuri de oțel carbon și ceva material pentru carburare, astfel încît la topire baia să conțină aproximativ 1,1 % C și 8,5 % Mn;

— temperatura de 1 580 — 1 600°C să fie atinsă înainte de insuflarea oxigenului;

— după insuflarea oxigenului se adaugă ferosiliciu praf, care reduce MnO în zgură și duce la obținerea unei zgure mai fluide. Utilizarea aluminiului, dacă se face fără greutate, îmbunătățește recuperarea manganului și produce o zgură ușor acidă;

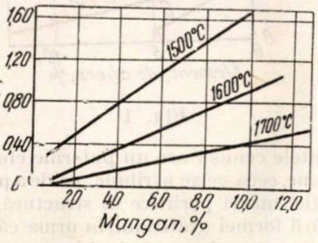


Fig. 1

— se amestecă ferosiliciul în zgură și pe urmă se îndepărtează această zgură;

— se adaugă feromangan, încălzit la roșu, pînă la asigurarea compoziției cerute;

— în sfîrșit, se face analiza finală și se ajustează baia metalică înainte de evacuare.

Viteza procesului depinde exclusiv de rapiditatea executării analizelor chimice.

Prin metoda de afinare cu oxigen se obține un oțel manganos cu o plasticitate îmbunătățită fără să scadă rezistența. Temperatura înaltă în timpul procesului de afinare prin insuflare cu oxigen este necesară pentru a înlesni curgerea gazului, ceea ce are ca rezultat final o îndepărtare avansată a incluziunilor.

Probele de uzură a pieselor în serviciu au arătat o îmbunătățire de 15 %, în cazul aplicării metodei de afinare cu oxigen, cu o creștere corespunzătoare a plasticității.

Conținutul de hidrogen al oțelului elaborat după această metodă nu diferă mult de cel al oțelului elaborat după metoda obișnuită.

Influenţa azotului asupra rezistenţei, purităţii şi structurii fontei cenuşii. Mountford F. A. The British Foundryman, nr. 4, 1966, p. 141 — 151.

Cantitatea de azot dizolvat în fontă este cuprinsă între 0,001 şi 0,02 % şi este determinată de calitatea materiilor prime folosite la elaborare, de compoziţia chimică cerută şi de metoda de topire. La elaborarea fontelor cenuşii în cubilou fără adaos de fier vechi în încărcătură, conţinutul de azot este relativ scăzut. Tendinţa este însă ca fonta brută folosită la topirea în cubilou să fie înlocuită tot mai mult de fierul vechi. În această situaţie s-a observat că la topirea după această metodă metalul lichid dizolvă azot în cantitate care creşte cu mărirea proporţiei de fier vechi din încărcătură. Exemplu :

fier vechi, %	25	80	100
azot, %	0,011	0,015	0,017

Aceasta se datorează probabil faptului că metalul topit cu un conţinut scăzut de carbon şi siliciu dizolvă cu mai multă uşurinţă azot decît cel cu un conţinut ridicat de carbon şi siliciu. Absorbţia azotului are loc puternic în prima fază a topirii. Rezultatele experimentale obţinute au arătat clar că fontele cu valoarea carbonului echivalent scăzută sînt mai susceptibile la absorbţia azotului decît cele cu carbonul ridicat.

Figura 1 arată efectul elementelor de aliere asupra solubilităţii azotului în fier la 1 at şi 1 600 °C.

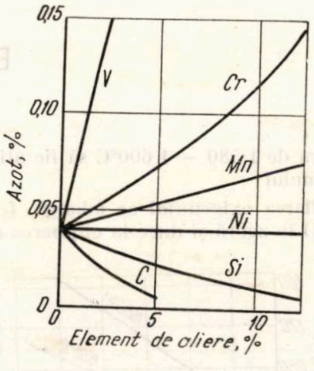


Fig. 1

Azotul în fontele cenuşii are un puternic efect asupra rezistenţei la tracţiune, ceea ce se atribuie, pe de o parte, suprimării feritei şi apariţiei masei perlitice în structură, iar pe de altă parte, modificării formei grafitului, în urma căreia lamelele de grafit capătă o formă mai scurtă şi mai compactă, cu creşterea conţinutului de azot. Pînă la 0,01 % azot, rezistenţa la tracţiune creşte cu 25 %. Un exces de azot de circa 0,015 % poate da naştere la fisuri şi sufluri, în special la fontele cu conţinut scăzut de carbon, topite cu procent mare de fier vechi în încărcătură.

Acest neajuns al azotului poate fi înlăturat prin adăugarea unor elemente care să formeze nitruri. Un mic adaos de titan în fontă, înaintea turnării, care să asigure un conţinut de 0,015 — 0,025 % Ti, împiedică formarea fisurilor. Adaosul de aluminiu are acelaşi efect, dar nu se recomandă deoarece prezintă riscul formării de goluri în piesă prin absorbţia de hidrogen.

Efectul favorabil al azotului asupra rezistenţei la tracţiune este şi mai bine pus în evidenţă în prezenţa titanului.

Adaosul de 0,1 — 0,2 % aluminiu la fontele topite cu cotă mare de fier vechi în încărcătură ajută la prevenirea concentrărilor întîmplătoare de grafit compact cauzate de azot şi care pot duce la o slăbire prematură a rezistenţei pieselor de secţiune mare.

Imbunătăţirea oţelurilor slab aliate de înaltă rezistenţă prin răcire controlată. Morgan E., Dancy T. şi Korchynschy M. Metal Progress, ian. 1966, p. 125 — 126, 128, 130, 132, 134.

Oţelurile slab aliate, destinate în foarte mare măsură fabricaţiei de table şi benzi late prin laminare la cald, trebuie să întrunească simultan o bună deformabilitate, valori ridicate ale caracteristicilor mecanice şi o sudabilitate satisfăcătoare.

Printr-un nou procedeu de răcire, pus la punct de către BISRA şi aplicat deja la unele laminoare de benzi late la cald, se asigură o viteză de răcire suficient de mare, avînd ca efect principal obţinerea unui grăunte feritic suficient de mărunt şi omogen. Materialul metalic rezultat imediat după răcire prezintă, în general, un ansamblu de proprietăţi care îl apropie de categoria oţelurilor de construcţii tratate termic.

S-a constatat că răcirea realizată prin metodele curente de stropire a tablei (sau benzii late), imediat după ultima trecere de laminare, nu poate asigura în domeniul austenitic o viteză ridicată de răcire, de care este nevoie spre a se obţine structuri finale ferito-perlitice corespunzătoare. Din această cauză s-a imaginat un sistem original de răcire cu ajutorul unor jeturi de apă căzînd sub joasă presiune asupra ambelor feţe ale produsului laminat, denumit „răcire prin curgere laminară". Întreaga operaţiune este controlată şi dirijată în mod continuu de un sistem automat. Această răcire controlată a metalului, care nu reprezintă altceva decît un tratament termic din căldura de laminare după ultima trecere, duce la mărirea rezistenţei, rezilienţei şi a rezistenţei la fragilitate, precum şi la ameliorarea sudabilităţii.

Cercetări îndelungate efectuate pe laminorul de 80" de benzi la cald, al firmei Jones & Laughlin din Cleveland (S.U.A.) au permis ca prin punerea la punct a unui model matematic de calcul să se evidenţieze posibilitatea reglării, în cadrul acestui procedeu, a structurii materialului, în funcţie de principalii parametri ai laminării (temperatura iniţială şi finală de laminare, dimensiunile tablei sau benzii, distanţa de la care cade apa de răcire etc.).

Justa determinare a coeficienţilor de transfer de căldură pentru diferite oţeluri încercate are o importanţă esenţială pentru trasarea curbelor de răcire.

Metodele obişnuite de obţinere a curbelor de răcire a metalului, cu ajutorul termocuplelor sudate pe acesta, sînt inaplicabile în cazul răcirii forţate cu apă.

În tabela 1 se indică comparativ pentru un oţel cu 0,12 % C şi 0,72 % Mn, destinat fabricaţiei de ţevi sudate, cîteva proprietăţi obţinute la răcirea obişnuită a laminatului pe patul de răcire şi la răcirea forţată sub temperatura de tranziţie, cu efectuarea tratamentului termic din căldura de laminare.

Tabela 1

	Răcire obişnuită	Răcire forţată
Viteza de răcire	1°F/s	35°F/s
Dimensiunea grăuntelui, după ASTM	10	13
Limita de curgere σ_c, kg/mm^2	34,6	42,4
Rezistenţa la rupere σ_r, kg/mm^2	44,5	52
Alungirea, %	30	25
Temperatura de tranziţie, °F	20	95

Aplicarea acestui procedeu asigură atît o sporire considerabilă a calităţii benzii sau tablei (din punct de vedere al ameliorării principalelor caracteristici mecanice şi a sudabilităţii), cît şi o micşorare considerabilă a gabaritelor patului de răcire.

Influenţa structurii asupra rezistenţei la fluaj a unor oţeluri refractare. Gheţov L. B. şi Tonbina M. G. Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metallov, nr. 4, 1966, p. 68 — 69.

S-a cercetat influenţa modificărilor structurale ale unor oţeluri durificate prin precipitare (3H19N9MVBT, 4H12N8G8MFB şi HN35VTIu) şi nedurificate (H23N19), care se utilizează pentru executarea unor repere de turbine cu gaze, asupra rezistenţei lor la fluaj.

Modificarea structurii s-a realizat prin menţinerea de cel mult 30 000 h la temperaturile de lucru. În figura 1 (*a*—oţelul

H23N18 ; *b* – oțelul 3H19N9MVBT ; *c* – oțelul 4H12N8G8MFB ; *d* — oțelul HN35VTIu : *1* — starea inițială ; *2* — *4* — după îmbătrînire la 750°C ; *2* — 2 000 h ; *3* — 5 000 h ; *4* — 10 000 h ; *5* — 800°C, 500 h ; *6* — 800°C, 10 000 h ; *7* — 650°C, 30 000 h ; *8* — 600°C, 10 000 h ; *9* — 650°C, 10 000 h ; *10* — 600°C, 30 000 h) se prezintă grafic proprietățile mecanice la 20°C, înainte și după durificarea prin precipitare la diferite temperaturi.

Micșorarea rezilienței oțelului H23N18 este cauzată de precipitarea fazei σ. Această fază precipită și în oțelul 3H19N9MVBT, însă în cantitate mai mică decît faza $M_{23}C_6$.

Îmbătrînirea oțelului 4H12N8G8MFB determină coalescența carburilor și mărirea, într-o oarecare măsură, a cantității de carbură $M_{23}C_6$, fapt care cauzează înmuierea oțelului.

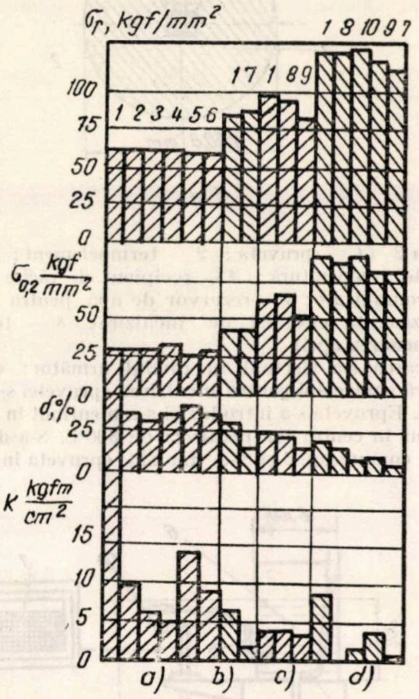


Fig. 1

După îmbătrînirea îndelungată a oțelului HN35VTIu precipită faza Ni_3TiAl pe rosturile grăunților, ceea ce provoacă micșorarea plasticității și a rezilienței oțelului.

Materialele menționate au fost supuse încercărilor de fluaj în stare inițială și după îmbătrînirea de lungă durată (fig. 2 :

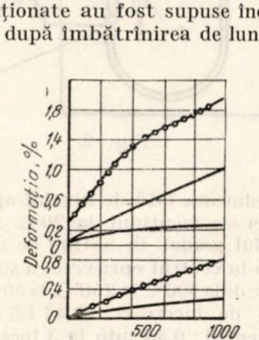


Fig. 2

1 — stare inițială ; *2* — după îmbătrînirea la 750°C, 2 000 h ; *3* — la 800°C, 5 000 h, $\sigma_r = 2{,}5$ kgf/mm² ; *4* — la 750°C, 5 000 h, $\sigma_r = 4$ kgf/mm² și fig. 3 : *a* — oțelul 3H19N9MVBT ; *b* — HN 35VTIu : *1* — starea inițială ; *2* — 650°C, 20 000 h ; *3* — 700°C, 8 000 h ; *4* — 800°C, 2 000 h ; *5* — 650°C, 10 000 h ; *6* — 600°C, 30 000 h ; *7* — 650°C, 30 000 h).

În cazul oțelului H23N18, îmbătrînirea acestuia la 800°C și mai ales la 750°C reduce considerabil rezistența de fluaj, datorită precipitării.

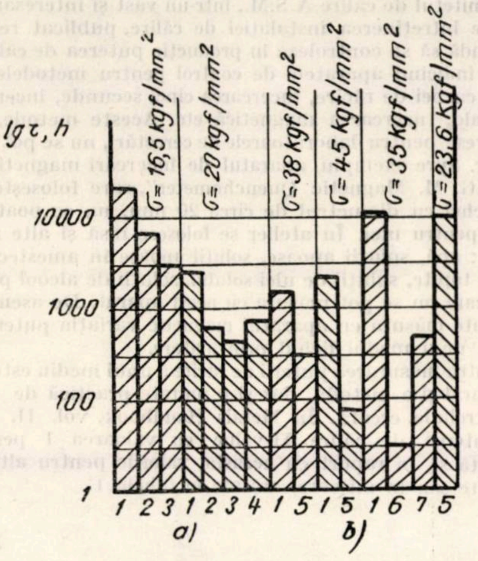


Fig. 3

După îmbătrînirea la 650°C, viteza de fluaj a oțelului 3H19N9MVBT crește de 14 — 20 ori, iar timpul pînă la rupere se micșorează de 3 — 4 ori, din cauza precipitării particulelor de fază secundară.

Propunerea unei unități practice pentru măsurarea puterii de răcire a mediilor de călire. Dorigo O. D. Traitement thermique, nr. 21, mai — iun., 1966, p. 19 — 25.

Succesul unei căliri depinde în mare măsură de procesul de răcire a oțelului de la temperatura de austenitizare, care trebuie să decurgă cu o anumită viteză spre a se evita intrarea în zona de transformare perlitică și a se obține o transformare martensitică cît mai completă posibil. De cîțiva ani s-au făcut cercetări aprofundate pentru cunoașterea mecanismului de răcire la călire. S-au determinat experimental în diverse țări, în special în S.U.A., curbele de răcire continuă a numeroase oțeluri, pe epruvete de diferite dimensiuni, răcite în diferite medii.

Răcirea la călire este în esență o problemă de transmisie a căldurii, putîndu-se distinge : un proces intern de transmisie a căldurii, care are loc în interiorul solidului și depinde de calitatea oțelului, și un proces extern, care se desfășoară în lichid și care depinde de calitatea fluidului utilizat.

Pe baza legii lui Newton, după care viteza de transmisie a căldurii este proporțională cu diferența de temperatură dintre suprafața corpului și mediul în care acesta este imersat, Russel a stabilit formule și tabele pentru determinarea vitezei de răcire. Cu ajutorul acestora se poate calcula timpul necesar ca un punct oarecare dintr-un corp să atingă o anumită temperatură, cunoscînd constanta de conductibilitate a metalului și indicele puterii de răcire a mediului. Folosirea practică a formulelor lui Russel este împiedicată de imposibilitatea calculării obstacolului constituit, la transmiterea căldurii, de formarea vaporilor între suprafața metalului cald și mediu, care are mare influență în special în prima perioadă de răcire.

Astfel, spre exemplu, deși soluția apoasă de clorură de sodiu are aproape același coeficient de conductibilitate termică ca și apa, are o putere de răcire mai mare decît aceasta : clorura de sodiu conținută în soluție ajungînd în contact cu suprafața incandescentă a oțelului produce numeroase mici explozii care sparg pelicula de vapori și grăbesc trecerea la perioadele următoare mai avantajoase de răcire.

Paschkiss a comparat transmisia căldurii în timpul călirii cu un curent electric între doi conductori cu rezistivitate diferită, la care rezistența de contact este de natură diferită

Prin analogie efectul interfețelor de contact între metalul cald și mediul lichid rece are mare influență asupra schimbului termic. Încă din 1920 se cunosc cele trei perioade distincte la călirea în mediu lichid care formează vapori.

Comitetul de călire A.S.M., într-un vast și interesant studiu despre întreținerea instalației de călire, publicat recent, recomandă să se controleze în producție puterea de călire a uleiului, indicînd aparatele de control pentru metodele : verificarea curbei de răcire, încercarea cinci secunde, încercarea cu fier cald, încercarea magnetică etc. Aceste metode, care se potrivesc pentru laboratoarele de cercetări, nu se pot aplica în atelier. Spre exemplu, aparatul de încercări magnetic, portativ, „G. M. Magnetic Quenchometer", care folosește o sferă de nichel cu diametrul de circa 20 mm, nu se poate utiliza decît pentru ulei. În atelier se folosesc însă și alte medii de călire : apă, soluții apoase, soluții apoase în amestec cu ulei, săruri topite, soluții de ulei solubil, soluții de alcool polivinilic etc., care nu se pot măsura cu acest aparat. De asemenea nu se poate măsura cu aparatul magnetic variația puterii de răcire a unui mediu lichid prin agitare.

Pentru măsurarea puterii de răcire a unui mediu este necesar un aparat și o metodă, dar și o unitate practică de referință care trebuie creată. În Metals Handbook, vol. II, 1964, se dă puterea de călire H-value cu valoarea 1 pentru apa liniștită și, în raport cu aceasta, valorile pentru alte lichide liniștite sau în mișcare, arătate în tabela 1.

Tabela 1

Gradul de agitare	,,H — value'' pentru lichidele		
	ulei	apă	saramură
Neagitat	0,25—0,30	1,0	2,0
Slab	0,30—0,35	1,0—1,1	2,0—2,2
Moderat	0,35—0,40	1,2—1,3	—
Bine	0,40—0,50	1,4—1,5	—
Foarte	0,50—0,80	1,6—2,0	—
Violent	0,80—1,10	4,0	5,0

După părerea autorului este foarte important să se stabilească o metodă de referință pentru evaluarea concretă a cifrelor „H-value" din tabela 1, avînd drept scop : stabilirea condițiilor de recepție pentru a se putea procura mediul de călire corespunzător cerințelor ; controlul variației puterii de răcire a mediului de călire prin utilizare ; controlul variației puterii de răcire în funcție de temperatură și de gradul de agitație.

Astfel, pentru cele două calități de ulei normal („convențional") și rapid („fast") cu „H-value" de 1,7 și respectiv 0,44, se dau cifrele de viscozitate, uleiul rapid avînd o viscozitate mai mică dar cu aditivi care-i ridică puterea de răcire ; autorul consideră aceste indicații puțin practice și că ar trebui completate, în cazul stabilirii unei unități practice pentru puterea de răcire, cu : „Uleiul normal (respectiv rapid) are puterea de răcire cuprinsă între . . . și. . .".

Pentru determinarea unei unități de bază pentru măsurarea puterii de răcire s-a ținut seamă de următorii factori care pot modifica procesul de răcire : mediul de călire : apă, ulei, săruri, plumb topit etc ; temperatura mediului ; starea de agitare a mediului (după părerea autorului să se vorbească de mișcarea relativă între piesă și fluid) ; adîncimea de imersiune a piesei în fluid ; forma și capacitatea bazinului ; viteza de imersiune a piesei ; starea suprafeței piesei ; forma piesei ; dimensiunile piesei ; poziția de imersiune în fluid a piesei (spre exemplu un cilindru poate fi introdus în fluid cu axa sa în poziție verticală sau orizontală).

Cercetările s-au efectuat cu o aparatură (avînd ca element principal epruveta sferică) a cărei secțiune este reprezentată schematic în figura 1 (*1* — epruvetă sferică ; *2* — element sensibil ; *3* — termocuple).

Epruveta sferică cu diametrul de 50,8 mm s-a confecționat din oțel carbon nealiat, de tip OLC 15. Temperatura din centrul epruvetei sferice s-a transmis de către un termocuplu fier constantan, prin fire de compensație, la un înregistrator electronic cu amplificare potențiometric, cu compensație automată a temperaturii ambiante, cu lățimea benzii de înregistrare de 300 mm, antrenată cu 150 mm/min. Schema instalației de determinare a puterii de răcire a mediilor de călire este arătată în figura 2 (*1* — epruvetă ; *2* — termoelement ; *3* — înregistrator de temperatură ; *4* — recipient de răcire ; *5* — robinet de comunicare ; *6* — rezervor de apă pentru alimentare ; *7* — rezistență electrică de încălzire ; *8* — termometru ; *9* — evacuarea apei).

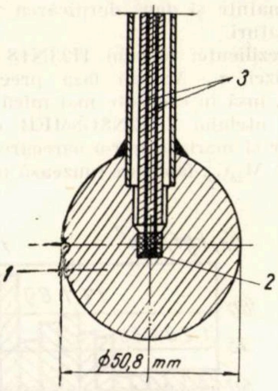


Fig. 1

Încercarea s-a efectuat în modul următor : cuptorul cu atmosferă controlată pentru încălzirea epruvetei s-a menținut la 820°C. Epruveta s-a introdus și s-a menținut în cuptor pînă ce a atins în centru temperatura de 800°C. S-a deschis robinetul de comunicare *5* și s-a imersat epruveta în recipientul de răcire *4*, la o adîncime față de nivelul apei de circa 50 mm. Temperatura apei s-a menținut la 20°C. Simultan s-a pus în funcție cronograful gradat în sutimi de minut care s-a oprit cînd temperatura în centrul epruvetei a scăzut la 250°C.

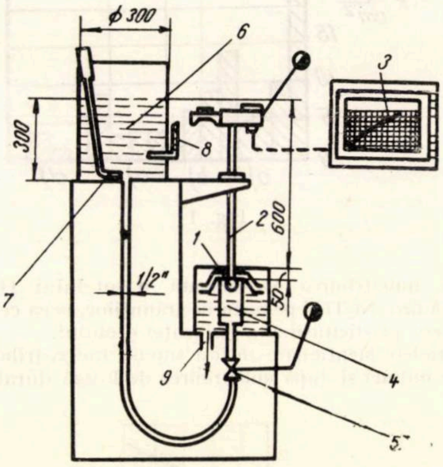


Fig. 2

Durata de răcire de la 800°C la 250°C, la 50 de încercări a fost : 0,44 min la 38 de încercări ; 0,44 1/2 min la 5 încercări ; 0,43 min la 4 încercări ; 0,45 min la 3 încercări.

Metoda dă rezultate reproductibile, media ponderată fiind de 0,4403 min (pentru simplificare rotunjită de 0,44). Dacă se reprezintă unitatea de măsură a puterii de răcire („pouvoir de refroidissement", „degree of severity" sau „grado di drasticita") prin °D, și se va utiliza o formulă simplă pentru calcularea acestui grad pentru orice mediu de călire la orice temperatură și la orice grad de agitare :

$$°\mathrm{D} = \frac{K}{T},$$

în care :

K este valoarea medie a duratei de răcire multiplicată cu 100, adică 0,44 × 100 = 44 ;

T — timpul, în min, de răcire a epruvetei tip de la 800 la 250°C, adică 0,44 în cazul de faţă cînd răcirea s-a făcut în apă la 20°C

rezultă :

$$°D = \frac{44}{0{,}44} = 100$$

Utilizînd un aparataj simplu se pot obţine valorile corespunzătoare pentru diverse medii de călire în anumite condiţii de temperatură şi de agitare.

De exemplu, la un ulei durata de răcire de la 800 la 250°C este de 2,03 min. Puterea lui de răcire va fi :

$$°D = \frac{K}{T} = \frac{44}{2{,}03} = 21{,}7$$

Dacă acestui ulei i se adaugă un aditiv şi timpul de răcire al epruvetei tip se reduce la 1,86 min, puterea lui de răcire devine :

$$°D = \frac{K}{T} = \frac{44}{1{,}86} = 23{,}7$$

Practic se pot stabili anumite temperaturi pentru fiecare mediu de călire utilizat, ca de exemplu 40°C pentru ulei şi 200°C pentru băile de săruri şi, pe baza tabelelor de conversiuni, se transformă direct timpul în grade putere de răcire.

Această metodă nu este ştiinţifică dar este practică, folosind atelierelor şi serviciilor de aprovizionare.

Prin această metodă se poate măsura puterea de răcire şi în alt interval de temperatură mai restrîns decît 800 — 250°C, ca de exemplu 800 — 550°C. Se pot astfel stabili diferite scale, ca de exemplu :

Scala A pentru 800 — 250°C
Scala B pentru 800 — 550°C etc.

Se poate adopta următoarea metodă de indicare a puterii de răcire : o primă cifră pentru intervalul 800 — 250°C şi o a doua, pentru 800 — 550°C, ca de exemplu : °SD = 23,4/36,3.

NOTE TEHNICO-ECONOMICE

Dezvoltarea siderurgiei în Bulgaria

Înainte de cel de-al doilea război mondial, Bulgaria aproape că nu avea producţie siderurgică. În anul 1939 au fost extrase circa 20 mii t de minereu de fier şi 2 mii t de minereu de mangan. Extracţia de minereuri se făcea în mod primitiv. Singura întreprindere pentru producţia de metale feroase a fost Societatea Anonimă „Uzinele de fier bulgare" din oraşul Pernik, unde se producea anual, în condiţii primitive şi muncă fizică grea, circa 6 000 t oţel şi 4 000 t laminate. Necesităţile de metale feroase laminate. de circa 80 000 t, erau satisfăcute în primul rînd din import.

De fapt, dezvoltarea siderurgiei bulgare începe o dată cu construirea uzinei metalurgice „Lenin" din oraşul Pernik, în anul 1953. Deoarece în acea perioadă în Bulgaria nu erau descoperite rezerve mai importante de minereuri de fier, uzina iniţial a fost proiectată pentru prelucrarea de fier vechi cu capacitate iniţială de circa 40 mii t laminate şi 50 000 t oţel. Mai tîrziu ea a fost extinsă la o capacitate anuală de 168 000 t oţel şi circa 130 000 t laminate profilate şi tablă laminată. În anul 1956, cînd au fost descoperite noi rezerve de minereuri de fier, în total circa 30 mil. t, uzina din nou a fost lărgită — au fost construite două furnale înalte, mărindu-se capacitatea de laminate şi producţia de oţel.

În ţară se dezvoltă rapid construcţia de maşini, construcţia, transportul şi celelalte ramuri. Necesităţile de metale feroase se simt tot mai acut. Aceasta a impus lărgirea bazei de materii prime şi cea termică a siderurgiei. În perioada după anul 1950 au fost efectuate prospecţiuni geologice, care s-au încununat cu succes. A fost descoperit zăcămîntul de minereuri de fier din Kremikovţi, de lîngă Sofia, şi cărbunele cocsificabil, în bazinul minier balcanic. Rezervele confirmate de 246 mil. t minereuri de fier şi circa 45 mil. t cărbune cocsificabil au permis a se proiecta construirea unui mare combinat metalurgic.

În anul 1961, în apropierea Sofiei a început construirea Combinatului metalurgic — Kremikovţi cu capacitate iniţială de 1 mil. t laminate, 1 265 mii t oţel şi 1 120 mii t fontă pentru prelucrare, cu perspectiva ca combinatul să se extindă pînă la o capacitate de circa 3 mil. t laminate şi cantităţile respective de oţel şi fontă. Combinatul se construieşte în apropierea zăcămîntului de minereuri de fier.

În componenţa Combinatului metalurgic pentru 1 mil. t laminate intră : mina de suprafaţă, cu o capacitate de producţie anuală de 5 mil. t minereuri ; fabrica de înnobilare, cu o capacitate de prelucrare de 5 mil. t minereuri ; fabrica de aglomerare, cu o capacitate anuală de mărire de 3,5 mil. t concentrat de fier ; uzina cocsochimică, cu o producţie anuală de 780 mii t cocs metalurgic ; centrala termoelectrică, cu capacitatea de 56 megavaţi ; atelierul de reparaţii mecanice ; secţia de furnale, cu o producţie anuală de 1 120 mii t fontă ; secţia pentru obţinerea oţelului, cu o producţie anuală de 1 265 mii t oţel ; secţia feroaliaje, cu o producţie anuală de 52 mii t feromangan ; secţia de laminare la cald, cu o producţie anuală de peste 1 mil. t laminate ; secţia de laminate la rece, cu o capacitate de circa 600 mii t tablă laminată la rece şi benzi ; secţia pentru laminarea ţevilor, cu o capacitate de 100 mii t etc. Pe lîngă acestea se vor construi : o secţie pentru material refractar, o secţie de electroreparaţii şi alte secţii ajutătoare şi dependinţe.

Combinatul metalurgic din Kremikovţi este cel mai mare obiectiv din Bulgaria. El se construieşte cu ajutorul Uniunii Sovietice, în baza celor mai noi realizări ale metalurgiei, şi se dotează cu utilaj modern.

O dată cu intrarea în funcţiune a primei etape a Combinatului metalurgic din Kremikovţi se asigură producţia unui sortiment variat de metale feroase laminate, care vor satisface necesităţile ţării. După anul 1970 se prevede extinderea Combinatului metalurgic Kremikovţi şi a Uzinei metalurgice „Lenin".

În cadrul colaborării strînse dintre cele două uzine şi a cooperării cu alte uzine metalurgice din lagărul socialist, siderurgia bulgară va asigura circa 80 % din necesităţile ţării cu producţie proprie, restul acoperindu-se din import, în baza unui mai larg schimb de laminate.

Dezvoltarea metalurgiei neferoase în Bulgaria

Dezvoltarea vertiginoasă a industriei bulgare şi îndeosebi dezvoltarea industriei constructoare de maşini au impus dezvoltarea rapidă a metalurgiei neferoase. Producţia de aparate, acumulatori, electromotoare, transformatori, cabluri etc. este imposibilă fără folosirea semifabricatelor de metale neferoase şi a aliajelor, Avîntul real în dezvoltarea metalurgiei neferoase a început de fapt din anul 1948, după naţionalizarea industriei. Cu ajutorul Uniunii Sovietice a început studierea straturilor pămîntului şi într-o scurtă perioadă s-au descoperit milioane tone rezerve de minereuri de metale neferoase, care au devenit o bază solidă de dezvoltare a metalurgiei neferoase.

În baza rezervelor descoperite în anul 1949/1965 au fost construite numeroase uzine şi fabrici de înnobilare noi, iar cele existente au fost reconstruite.

În perioada 1950 — 1965, extracţia de minereuri şi concentrate s-a mărit după cum se arată în tabela 1.

Tabela 1

Felul producţiei	U/M	1950	1955	1960	1964	1965
Minereu de plumb-zinc	mii t	285	1 671	3 046	4 361	44,52
Minereu de cupru		83	470	1 126	2 202	44,58
Concentrat de plumb		29	78	120	130	13,1
Concentrat de zinc		20	69	113	123	12,7
Concentrat de cupru		2	26	71	91	12,1

Baza de minereuri creată a dat posibilitatea de a se trece la construirea de uzine metalurgice pentru producţia de metale neferoase.

Cu ajutorul Uniunii Sovietice a fost construită uzina de plumb — zinc de la Kîrdgeali, care în anul 1955 a început producţia de zinc, iar în 1956 — producţia de plumb. În anul 1958 a intrat în exploatare Combinatul de cupru din oraşul Pirdop pentru obţinerea cuprului electrolitic.

În perioada 1961 — 1963 a intrat în funcţiune Combinatul de metale neferoase ,,D. Blagoev'' din oraşul Plovdiv, unde se efectuează prelucrarea complexă a concentratelor de zinc şi plumb.

În felul acesta au fost create capacităţile metalurgiei neferoase pentru prelucrarea integrală a concentratelor produse pînă la metale finite. Din anul 1964 toate minereurile şi concentratele se prelucrează în ţară, iar exportul de concentrate a fost oprit.

În perioada 1950 — 1964 producţia de metale neferoase a crescut (tabela 2).

Tabela 2

Felul producţiei	1950	1955	1960	1964	1965
Cupru electrolitic, t	—	—	14 044	20 605	23 885
Plumb, t	2 772	6 009	40 406	87 489	93 421
Zinc, t	—	5 838	16 909	58 573	65 764

În ce priveşte extracţia de plumb şi zinc în minereu şi producţia de zinc şi plumb metalurgic pe cap de locuitor, Bulgaria ocupă unul din primele locuri în lume.

Astăzi Bulgaria exportă cantităţi importante de plumb şi zinc pe piaţa externă.

În perioada actuală se construiesc capacităţi pentru prelucrarea metalelor neferoase şi a aliajelor lor în semifabricate şi produse finite. Anul acesta va intra în funcţiune o secţie modernă pentru producţia de conductori de cupru, cu o capacitate finală de 20 000 t anual. Se proiectează reconstruirea şi extinderea Combinatului de prelucrare a metalelor neferoase ,,D. Ganev'' pentru a se realiza o capacitate anuală de 70 000 t metale neferoase şi aliaje, în special aluminiu, cupru, zinc şi aliajele lor (bronz şi mesing).

Concomitent cu extinderea capacităţii de prelucrare a metalelor neferoase va continua şi extinderea capacităţii de extracţie şi metalurgice. În cea de-a doua etapă de la construirea Combinatului de înnobilare ,,Medet'' se va realiza o extracţie şi prelucrare a 8 mil. t minereu de cupru. Se extinde şi Combinatul de cupru ,,Gh. Damianov'' ; capacitatea sa va creşte de la 20 000 t cupru electrolitic şi 40 000 t acid sulfuric la 55 000 t cupru şi 180 000 t acid sulfuric. Se extind, de asemenea, secţiile de plumb şi zinc la Combinatul de metale neferoase ,,D. Blagoev'' din oraşul Plovdiv.

În baza capacităţii create, prin 1970 Bulgaria va produce circa 45 mii t cupru electrolitic, 70 mii t zinc şi 104 mii t plumb.

În perspectiva generală de dezvoltare a ţării se prevede dezvoltarea în viitor a metalurgiei neferoase. Prin 1980 se aşteaptă ca producţia de cupru electrolitic să atingă circa 70 mii t, producţia de zinc, 85—90 mii t şi cea de plumb, 140—150 mii t.

În felul acesta metalurgia neferoasă se iveşte ca o bază solidă de dezvoltare în viitor a industriei constructoare de maşini şi a celorlalte ramuri ale economiei naţionale.

Spre furnalul de 6 000 t/zi

În urmă cu cîţiva ani, unii teoreticieni prevedeau sfîrşitul furnalului în faţa succeselor spectaculoase ale noilor procedee de reducere directă, dar practica nu le-a dat dreptate. Îmbunătăţirile aduse între timp de specialişti au dat furnalului şansa nu numai să supravieţuiască, dar să se şi impună. Prin utilizarea unor materii prime de calitate superioară şi a unor modificări de ordin constructiv, producţia furnalelor a putut creşte de la 1 300 t/zi pînă la 3 000 t/zi, iar în unele cazuri, această cifră a fost chiar depăşită. În acelaşi timp, consumul de cocs a scăzut de la circa 800 la circa 500 kg/t.

În Japonia s-au obţinut unele rezultate deosebite. Furnalul nr. 1 al uzinei MIZUE (Nippon Kokan) a realizat în luna ianuarie 1965 o producţie mondială record, de 1 160 460 t fontă, ceea ce revine la o producţie medie pe zi de 3 743 t. Acest furnal are diametrul la creuzet de 9 m şi este în funcţiune din anul 1962. După aprecierea unor specialişti, factorul determinant al acestui succes este îmbunătăţirea adusă în dimensionarea încărcăturii şi suprapresiunea de la gură. Consumul de cocs a atins şi el o cifră record, de 416 kg/t.

Furnalul nr. 1 al uzinei Tokai a dat, de asemenea, o producţie de 3 500 t/zi şi este considerat astăzi printre cele mai mari din lume, avînd diametrul la creuzet de 9,8 m. În Japonia mai există cîteva furnale cu producţie zilnică mare, cum este, de exemplu, furnalul nr. 3 al uzinei Tobata, care realizează o producţie de 3 000 t/zi. În acelaşi timp, sînt în curs de construcţie o serie de furnale mari : Kawasaki construieşte un furnal de 3 000 t/zi, iar Nippon Kokan va mai construi un furnal de 3 600 t/zi, la uzina Fukuyama.

Şi în alte ţări se remarcă asemenea tendinţe spre furnale foarte mari. În U.R.S.S. uzina din Krivoi Rog dispune de şapte furnale, dintre care trei au o producţie medie de 3 000—3 200 t/zi. În S.U.A. întreprinderea Jones and Laughling Steel a construit anul trecut un furnal cu diametrul la creuzet de 8,5 m şi o producţie medie care poate atinge 3 500 t/zi. În Olanda, Combinatul Hoogovens construieşte un furnal cu diametrul la creuzet de 10 m şi o producţie anuală de un milion t.

Toate aceste realizări au fost de natură să întărească poziţia furnalului. Dar în S.U.A. au început să apară o serie de probleme spinoase provocate de costurile de producţie care sînt mult mai ridicate decît în alte ţări. În tabela 1 se dă costul manoperii pe oră în industria siderurgică americană, comparativ cu alte ţări capitaliste.

Tabela 1

Tara	Costul manoperei pe oră, în dolari		
	1952	1960	1963
S.U.A.	2,32	3,82	4,25
Luxemburg	0,98	1,40	1,62
Belgia	0,82	1,22	1,45
R.F.G.	0,69	1,21	1,59
Anglia	0,64	1,09	1,58
Olanda	0,53	1,08	1,58
Franţa	0,72	0,99	1,30
Italia	0,63	0,98	1,43
Japonia	0,32	0,56	0,65

În anul 1964, aceste costuri au crescut în S.U.A. la 4,37 dolari. Pentru aceste considerente economice, industria siderurgică americană este obligată să găsească soluția cea mai potrivită pentru a face față concurenței celorlalte țări.

Acum vreo zece ani, industria carboniferă trecea printr-o situație similară și criza a fost rezolvată prin introducerea unei mecanizări avansate. Industria siderurgică trebuie să găsească acum soluții asemănătoare, metode noi de lucru care să suplinească dezavantajul unei mîini de lucru scumpe, care să mărească de fapt producția pe oră/om.

În elaborarea oțelului, înlocuirea cuptoarelor Martin cu convertizoare bazice cu oxigen a adus o reducere a numărului de muncitori pentru aceeași cantitate de oțel produsă. Scăderea numărului de muncitori ocupați în industria siderurgică americană reiese concludent din cifrele din tabela 2.

Tabela 2

Indicatorul	1954	1963
Producția de oțel brut	28,4 mil. t	27,6 mil. t
Ore de lucru pe săptămînă	35,6	35,9
Manopera pe oră/t oțel	2,77 dolari	4,68 dolari
Nr. de salariați	268 142	187 721

Se vede că scumpirea manoperei a fost compensată printr-o masivă reducere a numărului de muncitori.

Legat de aceste considerente economice și pentru satisfacerea consumului tot mai mare de fontă, în S.U.A. s-a considerat că soluția cea mai satisfăcătoare este construirea unor furnale cu o capacitate de producție care să atingă cifra de 6 000 t/zi. Uzine, care dispun în prezent de 10 — 12 furnale, vor putea produce aceeași cantitate de fontă cu numai patru furnale și, deci, cu un număr mult redus de oameni.

Dimensiunile unui asemenea furnal rezultă din anexă. De remarcat faptul că volumul util a fost conceput pentru 2 300 m^3.

Sistemul de încărcare al acestui funral va consta din benzi transportoare, iar aparatul de încărcare poate fi cu două sau trei clopote, realizîndu-se în acestea o presiune necesară de 2,46 kg/cm^2. Se dă o mare atenție granulației materialului încărcat și compoziției sale chimice, care trebuie supravegheată cu multă grijă. Datorită cercetărilor făcute s-a ajuns la concluzia că peletele și aglomeratul trebuie să aibe dimensiuni peste 9,52 mm, în orice caz nu mai mici de 6,35 mm. Particule mai mici de 6,35 mm provoacă o creștere rapidă a rezistenței, pe cînd cele care depășesc 9,52 mm nu duc la nici un fel de schimbare a rezistenței. În plus, aglomeratul trebuie să fie autofondant și sfărîmat în particule sub 25,4 mm, iar apoi prin ciuruire să se împiedice trecerea particulelor mai mici de 9,52 mm.

Încărcarea cocsului se va face la dimensiuni cuprinse între 12,7 și 50,8 mm; în afara acestor dimensiuni, cocsul va influența nefavorabil cantitatea de aer care trebuie insuflată, precum și consumul propriu-zis de cocs. Dacă se întrebuințează calcar, acesta va trebui să aibă aceleași dimensiuni, pentru a se asigura calcinarea completă la partea superioară a cuvei. S-a constatat că pregătirea materialelor se face mult mai ieftin în afara furnalului, decît înăuntrul lui.

Dacă în încărcătură se folosesc materiale diferite (țunder de laminare, zgură Martin, fier vechi etc.) acestea trebuie să îndeplinească condițiile de dimensiuni stabilite, prin peletizare, brichetare, sfărîmare etc., după caz.

Prin folosirea unor minereuri cu înalt conținut de fier și cocs cu conținut scăzut de sulf, proporția zgurei va putea fi menținută la 227 kg/t sau chiar mai puțin. Un consum de cocs chiar sub 460 kg/t poate fi considerat ca definitiv cîștigat.

Construcția furnalului trebuie să permită o schimbare rapidă a clopotelor, pîlniilor și tirajelor pentru ca o reparație completă la partea superioară să fie posibilă în maximum 36 de ore. Zonele expuse uzurei vor trebui să fie protejate cu aliaje noi, rezistente la abraziuni. Cu aceste precauții, cu întrebuințarea unor materiale refractare mai bune și prin folosirea de blocuri carbonice la partea inferioară, precum și prin introducerea unui sistem de răcire sub creuzet, campania de lucru a unui asemenea furnal poate fi prelungită pînă la 20 mil. t.

La toate acestea se va mai lua în considerație și posibilitatea automatizării unei serii de operații, ceea ce va contribui și mai mult la reducerea personalului de deservire. Utilizarea de înregistratoare automate permite și reducerea personalului tehnic — administrativ.

BIBLIOGRAFIE

Iron and Steel Engineer, nr. 9, septembrie 1965.
Iron and Steel Engineer, nr. 10, octombrie 1964.
Iron and Steel, nr. 8, iulie 1965.
Journal of Metals, nr. 3, martie 1965.
Blast Furnace and Steel Plant, nr. 3, martie 1965.
Steel Times, nr. 5044, 5050, 5077/1965.

Anexă

Principalele dimensiuni ale unui furnal cu o producție de 6 000 t/zi

Diametrul creuzetului	10,66 mm
Suprafața creuzetului	89,38 m^2
Volumul util de lucru	2 300,00 m^3
Diametrul etalajului	11,82 m
Diametrul gurii de încărcare	8,57 m
Diametrul clopotului mare	6,27 m
Diametrul clopotului mic	2,89 m
Nr. gurilor de aer	28
Nr. gurilor de scurgere a fontei	3
Nr. gurilor de scurgere a zgurei	2
Diametrul conductei de aer	2,34 m
Nr. cauperelor	13
Oala de turnare	300 t

Procedeu şi instalaţie pentru reducerea directă a minereurilor de fier cu gaz metan. Invenţia nr. 43 503 M. I. M. din 18. VII. 1964. Autori : prof. ing. *A. Domşa*, chim. *L. Szabo*, conf. ing. *A. Palfalvi*, ing. *Z. Spîrchez* şi ing. *L. Botha*.

Invenţia se referă la un procedeu şi la o instalaţie pentru reducerea minereurilor de fier cu gaz metan şi în general a oxizilor de fier industriali care, în scopul reducerii, foloseşte exclusiv gaz metan în cantitate practic stoechiometrică. Acesta este introdus ca atare direct în spaţiul de reacţie al unei instalaţii formate dintr-un cuptor tubular — tunel orizontal (fig. 1 şi 2 — secţiuni longitudinale, verticale şi orizontale), unde se produce atît cracarea termică şi catalitică, cît şi conversia metanului pe seama bioxidului de carbon şi a vaporilor de apă rezultaţi din reducere. În acelaşi timp cu reducerea minereului se obţine şi carburarea lui dirijată, astfel încît raportul oxigen : carbon din produsul care părăseşte zona de reducere să fie în jur de doi, prin aceasta asigurînd, în partea finală a camerei de reacţie, o dezoxidare — de carburare care poate fi reglată după conţinuturile de carbon şi oxigen, urmărite în produsul finit.

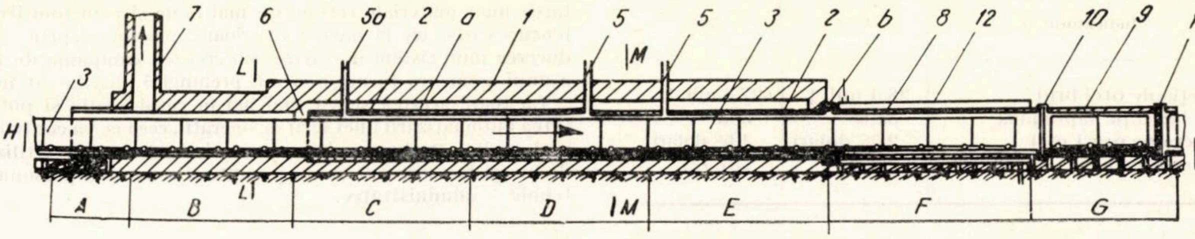


Fig. 1

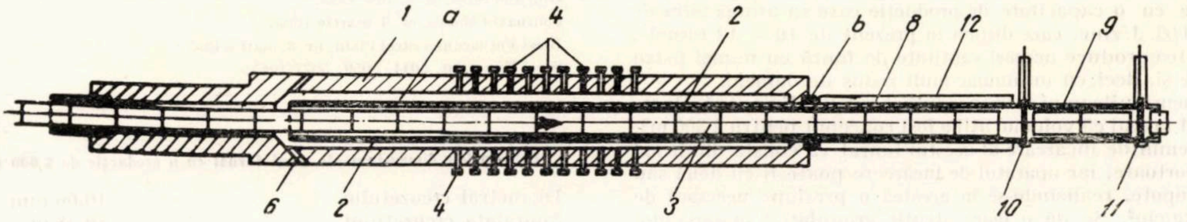


Fig. 2

Instalaţia respectivă este formată dintr-un cuptor tunel *1*, cu o cameră de reacţie tubulară *2*, orizontală şi etanşă, din oţel refractar, în care minereul de redus încărcat în nişte vagonete *3* este circulat în contracurent cu amestecul gazos reducător, rezultat din disocierea şi conversia metanului introdus ca atare în interiorul camerei de reacţie *2* printr-unul sau mai multe tuburi de alimentare *5*, independente, în lungul acestui cuptor creîndu-se zone corespunzătoare proceselor dezvoltate ca urmare a temperaturii din zona respectivă. Lungimea acestor zone este reglată, în funcţie de calitatea materiei prime de prelucrat şi a produsului final urmărit, prin alegerea convenabilă a locului sau a locurilor de introducere a metanului tehnologic, prin reglarea vitezei de înaintare a vagonetelor cu minereul de redus şi prin viteza de circulare a amestecului gazos reducător, viteză care este menţinută în limitele valorilor critice necesare proceselor concomitente de cracare şi conversie a metanului şi a reducerii oxizilor.

Pentru utilizarea energiei calorice a gazelor reducătoare neconsumate în reacţiile de reducere, acestea sînt scoase în cea mai mare parte din camera de reacţie *2* printr-o conductă de retragere *5 a* şi conduse în parte la nişte arzătoare suplimentare *6* montate la capătul de ieşire a gazelor de reducere din camera de reacţie *2* şi în comunicaţie directă numai cu spaţiul *a* (fig. 3 şi 4 : secţiuni transversale după planurile *L—L* şi *M—M*) — unde prin ardere vor dezvolta căldura necesară preîncălzirii şi uscării materialului de introdus în cuptor cu vagonetele *3*, iar restul la arzătoarele *4*, pentru încălzirea camerei de reacţie *2*. Pentru evacuarea gazelor arse, cuptorul tunel *1* este prevăzut cu un coş de tiraj *7* la care cuptorul *1* este legat printr-un canal situat la capătul său de intrare.

Camera de reacţie *2* este prelungită în afara cuptorului tunel *1* cu o incintă de răcire *8*, tot etanşă, formată dintr-un tub de oţel obişnuit, de lungime convenabilă şi avînd acelaşi gabarit ca şi camera de reacţie *2*, de care este legată cu o flanşă de etanşare *b*. Incinta de răcire *8* este prevăzută în partea sa finală cu o cameră-ecluză de evacuare *9*, etanşă, delimitată prin două uşi *10* şi *11*, cu închidere etanşă, a căror funcţionare este astfel reglată încît atunci cînd una din ele este deschisă, cealaltă este în mod obligatoriu închisă. Această dispunere este aleasă pentru a fi împiedicată pătrunderea aerului în interiorul incintei de răcire *8* şi a camerei de reacţie *2*, în care permanent se află o atmosferă formată dintr-un amestec de metan, oxid de carbon şi hidrogen, amestec care împreună cu aerul ar forma o atmosferă explozivă. Pentru mărirea eficienţei de răcire, incinta de răcire *8* este prevăzută cu pereţi dubli *12* între care este circulată apă de răcire.

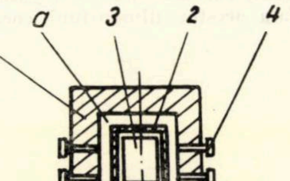


Fig. 3

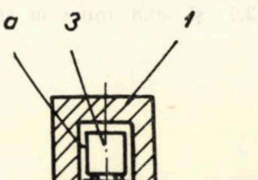


Fig. 4

Cuptorul de reducere orizontal, multizonal, care constituie instalaţia invenţiei, cuprinde următoarele zone: de alimentare *A*, situată între intrarea cuptorului şi canalul de conducere al gazelor arse la coş, de uscare şi preîncălzire *B*, de prereducere *C*, de reducere *D*, de autoreducere *E*, de răcire *F* şi de scoatere *G*.

Instalaţia prezintă următoarele caracteristici:

— în scopul reducerii, minereul încărcat în vagonete *3* este circulat în contracurent cu gazele reducătoare obţinute în camera de reacţie *2*, direct din gaz metan, prin zonele active ale cuptorului: *B* — zona de uscare şi preîncălzire; *C* — zona de prereducere; *D* — zona de reducere şi *E* — zona de autoreducere. Lungimea zonelor *C*, *D* şi *E* este variată în funcţie de calitatea materiei prime trecute la reducere şi a produsului final urmărit, prin acţionarea convenabilă a unor arzătoare *4*, cu ajutorul cărora este variată temperatura zonelor amintite;

— în scopul varierii lungimii zonelor active ale instalaţiei, metanul tehnologic este introdus în camera de reacţie *2*, prin nişte tuburi independente de alimentare *5*, distribuite convenabil în lungul camerei de reacţie *2*, în zonele *D* şi *E*;

— în scopul dirijării proceselor de reducere şi autoreducere a minereului, viteza de circulare a amestecului gazos prin camera de reacţie *2* este menţinută în limitele valorilor critice necesare proceselor concomitente de cracare şi conversie a metanului tehnologic şi de reducere şi autoreducere a minereului prin alegerea convenabilă a grosimii stratului de minereu trecut la reducere cu vagonetele *3*.

Invenţia prezintă următoarele avantaje: folosirea exclusivă a metanului în procesele de reducere a minereurilor de fier cu eliminarea practic totală a consumului de cocs; menţinerea constantă a calităţii produsului finit prin dirijarea compoziţiei şarjelor de minereu în faza de măcinare; obţinerea unui sortiment variat de produse, prin dirijarea conţinuturilor de carbon şi oxigen, putînd fi obţinută întreaga gamă a oţelurilor carbon, cît şi cea a fontelor prin simpla retopire a buretelui metalic rezultat; eliminarea consumului de fondanţi; instalaţie simplă cu funcţionare continuă, sigură şi igienică, necesitînd personal de deservire şi măsuri de întreţinere minime, reparaţiile reducîndu-se în general la simpla înlocuire a tubului de reducere din oţel refractar, operaţie care practic trebuie efectuată la intervale de circa 12 luni; obţinerea unui produs nepiroforic, care poate fi depozitat fără pericol de degradare în atmosferă obişnuită şi care înlocuieşte cu succes fierul vechi în oţelării.

Procedeu pentru fabricarea ţevilor bimetalice. Brevet nr. 47082 din 6.XII.1963, autori: ing. *I. Franţiu*, ing. *Gh. Avram*, ing. *O. Cuida*, ing. *N. Greavu*, ing. *T. Petrescu*.

Invenţia se referă la un procedeu pentru fabricarea ţevilor bimetalice (placate), compuse dintr-un metal de bază, de exemplu oţel carbon sau oţel slab aliat, şi un metal de placare, de exemplu oţel aliat, oţel inoxidabil sau refractar, depus în interior sau în exterior, legat intim de oţelul de bază.

Ţeava bimetalică se obţine prin laminare pe un laminor în pas de pelerin a unui pahar bimetalic (fig. 1: *a* — pahar din metalul de bază obţinut după prima perforare; *b* — pahar avînd cavitatea umplută cu metal de placare; *c* — pahar bimetalic obţinut după a doua perforare) realizat prin două perforări, şi anume: o primă perforare a unui bloc debitat dintr-un metal de bază, urmată de a doua perforare a paharului obţinut din prima perforare, după ce în prealabil cavitatea sa a fost umplută cu un metal de placare, cu ajutorul unui dorn cilindric cu cap conic.

Procedeul constă în umplerea, cu metalul de calitate cerută, a paharului obţinut după prima perforare, care se realizează fie prin introducerea exactă a unui cilindru sau a unei bucşe strunjite la dimensiunile corespunzătoare dintr-o bară laminată sau forjată, fie încărcînd cavitatea paharului cu metalul de calitatea cerută, prin topirea electrică în baie de zgură şi, la nevoie, alierea băii metalice în timpul topirii.

Dispozitivul folosit la umplerea cu metal topit a cavităţii paharului *1*, prin topire electrică în baie de zgură (fig. 2), este format dintr-un suport rotativ *2*, pe care se aşază în poziţie verticală paharul *1*, la partea superioară a paharului fiind dispuse un cap de răcire *3* şi o pîlnie *4*, prin care se introduce materialul de aliere, în cavitatea paharului introducîndu-se centric un ajutaj fuzibil tubular *5*, în interiorul căruia se află un electrod *7*, legat prin intermediul unei bare de contact *6* la una din bornele sursei de curent electric; cea de-a doua bornă a sursei este legată la un inel de contact *8*, alimentarea pîlniei *4* cu materialul de aliere făcîndu-se de la un dozator automat printr-o conductă *9*. Răcirea dispozitivului se realizează prin intermediul unei conducte *10* care alimentează cu apă capul de răcire *3*, de unde apa se scurge prin pîlnia *11* de-a lungul peretelui exterior al paharului *1* pe pîlnia *12* şi apoi în vasele *13*.

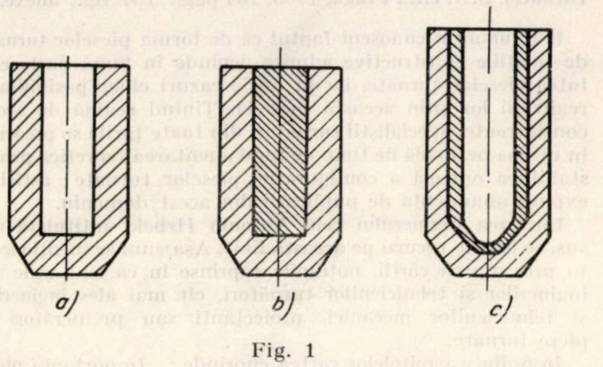


Fig. 1

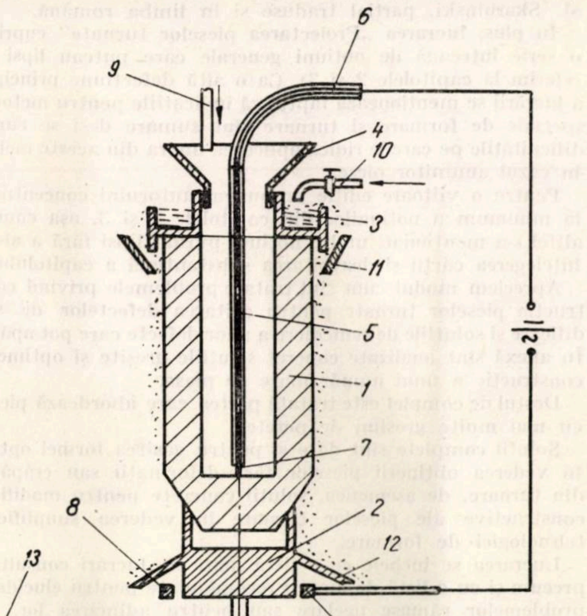


Fig. 2

Procedeul şi dispozitivul prezintă următoarele avantaje: ciclu de fabricaţie redus: realizează ţevi bimetalice în mod economicos; foloseşte utilaje de bază simple şi sigure în exploatare; productivitatea ridicată.

A. Hrbek. **Nevrhováni Litych soucasti** (Proiectarea pieselor turnate). S.N.T.L., Praga, 1965, 164 pag., 157 fig., anexe.

Este unanim cunoscut faptul că de forma pieselor turnate, de soluţiile constructive admise depinde în bună parte calitatea pieselor turnate, iar în unele cazuri chiar posibilitatea realizării lor prin această metodă. Ţinînd seamă de aceste considerente, specialiştii turnători din toate ţările se preocupă în ultima perioadă de timp de fundamentarea teoretică pentru stabilirea optimă a configuraţiei pieselor turnate ; astfel se explică abundenţa de publicaţii din acest domeniu.

Lucrarea inginerului ceh, Antonin Hrbek, intitulată mai sus, se înscrie tocmai pe această linie. Aşa cum se menţionează în prezentarea cărţii, noţiunile cuprinse în ea sînt utile atît inginerilor şi tehnicienilor turnători, cît mai ales inginerilor şi tehnicienilor mecanici, proiectanţi sau prelucrători de piese turnate.

În ordinea capitolelor cartea cuprinde : ,,Importanţa pieselor turnate pentru economia naţională'', ,,Proprietăţile pieselor turnate şi încercarea lor'', ,,Metale şi aliaje pentru turnare. Proprietăţile lor tehnologice'' şi ,,Bazele construcţiei pieselor turnate''.

Chiar de la început trebuie menţionat faptul că lucrarea recenzată este mult mai săracă în date decît alte lucrări similare, probabil din cauza spaţiului relativ limitat pe care autorul şi l-a propus, neputîndu-se compara cu lucrările prof. M. Skarbinski, parţial traduse şi în limba română.

În plus, lucrarea ,,Proiectarea pieselor turnate'' cuprinde o serie întreagă de noţiuni generale care puteau lipsi (ne referim la capitolele 2 şi 3). Ca o altă defecţiune principală a lucrării se menţionează faptul că indicaţiile pentru metodele speciale de formare şi turnare sînt sumare deşi se cunosc dificultăţile pe care le ridică aplicarea unora din aceste metode în cazul anumitor piese.

Pentru o viitoare ediţie propunem autorului concentrarea la minimum a noţiunilor din capitolele 2 şi 3, aşa cum de altfel s-a menţionat, multe noţiuni putînd lipsi fără a afecta înţelegerea cărţii şi dezvoltarea substanţială a capitolului 4.

Apreciem modul cum sînt tratate problemele privind construcţia pieselor turnate pentru evitarea defectelor de solidificare şi soluţiile de remediere a unor defecte care pot apărea. În anexă sînt analizate concret soluţiile greşite şi optime de construcţie a unui număr mare de piese.

Destul de complet este tratată partea care abordează piesele cu mai multe grosimi de perete.

Soluţii complete sînt date şi pentru găsirea formei optime în vederea obţinerii pieselor fără deformaţii sau crăpături din turnare, de asemenea, soluţii concrete pentru modificări constructive ale pieselor turnate în vederea simplificării tehnologiei de formare.

Lucrarea se încheie cu o listă mare de lucrări consultate, precum şi cu o listă de lucrări recomandate pentru elucidarea problemelor rămase neclare sau pentru adîncirea lor.

Ing. *C-tin. Gh. Rădulescu*

Iu.M. Cijikov. **Proţessî obrabotki davleniem legirovannîh stalei i splavov** (Procesele de prelucrare prin deformare plastică a oţelurilor aliate şi aliajelor). Moscova, Editura Metallurghia, 1965, 500 pag., 282 fig., 129 tab. şi 94 poz. bibl.

Autorul este cunoscut ca un specialist şi un cercetător asiduu al deformării plastice a oţelului. A publicat numeroase articole, dări de seamă şi cărţi din domeniul tehnicii producţiei de laminate.

În partea introductivă a cărţii recenzate autorul îşi propune să trateze particularităţile generale ale proceselor tehnologice, ale calibrării cilindrilor şi ale instalaţiilor anexe pentru prelucrare prin deformare plastică a oţelurilor aliate şi a aliajelor, de asemenea cele ale încălzirii şi răcirii lor.

Bazat pe experienţa unor uzine producătoare de oţeluri aliate, pe date din literatura tehnică sovietică şi străină şi pe încercări proprii, se prezintă procesele tehnologice privind laminarea şi forjarea unor serii de mărci de oţel şi aliaje din grupurile mai importante de calitate. Prin faptul că aceste procese sînt foarte diferite, în carte se încearcă generalizarea lor.

Autorul menţionează, fără precizări, că pentru o serie de mărci de oţel aliat şi aliaje şi pentru unele verigi ale procesului de producţie nu sînt elaborate încă procese tehnologice definitive. Aceasta rezultă din cercetarea încă insuficientă a proprietăţilor tehnologice şi a particularităţilor care le caracterizează şi, în unele cazuri, din lipsa condiţiilor de lucru necesare pentru cercetarea şi producţia lor.

Conţinutul cărţii se împarte în două părţi : partea întîi, şase capitole, tratează particularităţile generale ale prelucrării prin deformare plastică a oţelurilor aliate şi aliajelor, iar partea a doua, cuprinzînd capitolele VII pînă la XXIII inclusiv, tratează laminarea şi forjarea oţelurilor aliate şi a aliajelor pe grupuri de calităţi.

Capitolul I : *Particularităţile proceselor tehnologice ale prelucrării prin deformare plastică a oţelurilor aliate şi aliajelor.* Se discută aceste particularităţi, care sînt legate în principal de următoarele caracterizări, comparativ cu oţelurile carbon moi : rezistenţă la deformare mai ridicată la cald, plasticitate mai scăzută, interval mai redus al temperaturilor de deformare la cald, tendinţă mai pronunţată la decarburare, susceptibilitate la tensiuni termice şi conductivitate termică mai scăzută, respectarea severă a temperaturilor de sfîrşit de laminare, sensibilitate la fisurare şi la apariţia fulgilor în timpul răcirii, reducerea frecării între suprafeţele în contact cu înrăutăţirea condiţiilor de prindere şi de laminare corectă, tendinţă spre lăţire mărită care determină calibrări speciale, cerinţe deosebite privind aspectul suprafeţei şi lipsa de defecte,

Capitolul II : *Particularităţile liniilor pentru laminarea oţelurilor aliate.* Mijloacele de bază utilizate sînt legate de volumul producţiei de realizat, de particularităţile proceselor tehnologice ale grupurilor de calităţi de oţeluri aliate şi de categoriile şi sortimentele laminatelor de produs.

Se prezintă tendinţele şi dezvoltarea mijloacelor pentru satisfacerea cît mai bună a cerinţelor tehnologice : încălzire electrică, laminare izotermică, laminare continuă, aparatură perfecţionată de măsurare şi control ş.a.

Capitolul III : *Încălzirea oţelurilor aliate înainte de laminare şi forjare.* Procesul de încălzire se împarte în două perioade. Perioada întîi, de încălzire în domeniul temperaturilor mai joase (650—800°C) este hotărîtoare pentru calitatea producţiei. Ea se tratează ţinînd seama de conductivitatea termică, de tensiunile iniţiale, termice şi structurale. Se vorbeşte de temperatura oţelului de încărcare în cuptor şi de cauzele defectelor sub formă de crăpături şi spărturi. Nu mai puţin importantă este perioada a doua de încălzire la temperaturi ridicate, care se tratează în ceea ce priveşte menţinerea la temperatura prescrisă, formarea oxizilor (tunderului), decarburarea, ţinînd seama de procesele de difuziune, de pericolul supraîncălzirii şi arderii. Se prezintă modalităţile de măsurare a temperaturii de încălzire şi consideraţii generale asupra temperaturii optime de încălzire.

Capitolul IV : *Răcirea oţelurilor aliate după laminare şi forjare.* Se examinează cauzele generale ale formării crăpăturilor la rece şi apariţiei fulgilor (tensiunile remanente, cele de deformare, tensiunile termice şi structurale), de asemenea, caracteristicile lor. Se prezintă regimurile de răcire pentru evitarea fisurilor şi fulgilor, metodele practice de răcire în aer, răcire sub materiale cu conductivitate termică redusă, în termostate, în cuptoare neîncălzite, în cuptoare sau gropi preîncălzite şi în cele încălzite, răcire în apă.

Capitolul V : *Calibrarea cilindrilor pentru laminarea oţelurilor inoxidabile.* Se tratează calibrarea pentru laminarea blumurilor, bramelor, profilelor şi se analizează sistemele de calibrare : pătrat-oval, rotund-oval, oval-oval, romb-pătrat, făcînd observaţii cu caracter general privind avantajele şi dezavantajele legate de apariţia la aceste sisteme a diferitelor feluri de defecte.

Capitolul VI : *Calculul unor parametri la laminarea oţelurilor aliate.* Se prezintă metode de calcul, verificate practic de autor, pentru determinarea analitică a parametrilor următori : durata de încălzire, temperatura lingourilor la încărcare caldă în cuptoarele adînci, coeficienţii de frecare, lăţirea, rezistenţa la deformare şi productivitatea laminorului bluming.

Partea a doua a cărţii, care tratează laminarea şi forjarea oţelurilor aliate şi ale aliajelor pe grupuri de calităţi, cuprinde următoarele capitole şi titluri : ,,Laminarea oţelurilor aliate de construcţie'', ,,Laminarea oţelurilor de rulmenţi'', ,,Laminarea oţelurilor aliate de scule'', ,,Laminarea şi forjarea oţelurilor de scule înalt aliate cu crom'', ,,Laminarea şi forjarea oţelurilor rapide'', ,,Laminarea oţelurilor inoxidabile (antiacide)'', ,,Laminarea şi forjarea oţelurilor şi aliajelor antiacide speciale'', ,,Laminarea şi forjarea oţelurilor şi aliajelor refractare'', ,,Laminarea şi forjarea oţelurilor şi aliajelor termorezistente'', ,,Laminarea şi forjarea oţelurilor cu conţinut ridicat de mangan'', ,,Laminarea oţelurilor slab magnetice'', ,,Laminarea şi forjarea oţelurilor pentru magneţi permanenţi'', ,,Laminarea oţelurilor electrotehnice'', ,,Laminarea şi forjarea aliajelor cu proprietăţi magnetice deosebite'', ,,Laminarea şi forjarea oţelurilor şi aliajelor cu rezistenţe chimice ridicate'', ,,Laminarea şi forjarea aliajelor cu coeficienţi de dilataţie constanţi în condiţii date'', ,,Laminarea şi forjarea aliajelor cu proprietăţi elastice constante în condiţii date''. Materialul capitolelor menţionate se tratează în general după schema : consideraţii generale, proprietăţi tehnologice, parametri tehnologici, particularităţi tehnologice, procesele tehnologice ale prelucrării prin deformare plastică. Unde este cazul, se insistă mai mult asupra structurii şi plasticităţii. Bineînţeles că plasticitatea este cercetată cu ajutorul metodei elaborate de autor, prin care barele de oţel sau aliaj cu secţiune constantă se laminează în probe în formă de pană între o pereche de cilindri calibraţi cu secţiune variabilă. Plasticitatea se determină după reducerile de secţiune la care începe fisurarea muchiilor.

Textul este însoţit de numeroase tabele, diagrame, scheme, desene, micrografii şi fotografii, care contribuie în mare măsură la lămurirea şi completarea expunerii. Problemele tratate nu sînt desigur epuizate, iar procesele tehnologice nu trebuie considerate reţete definitive, aşa cum arată şi autorul. De asemenea, datele din unele tabele şi diagrame sînt susceptibile de îmbunătăţire prin completare cu condiţii de lucru concrete, mai detaliate şi corelare între ele. Este însă de necontestat că lucrarea recenzată este de utilitate certă pentru personalul tehnico-ingineresc care activează în cercetarea, proiectarea şi producţia din domeniul prelucrării prin deformare plastică a oţelurilor aliate şi a aliajelor speciale.

Ing. *I. Franţiu*

I. Munteanu, V. Olariu şi S. Başca. **Presarea la rece.** Bucureşti, Editura tehnică, 1965, 495 pag.

Alături de deformarea plastică la cald, presarea la rece capătă un rol din ce în ce mai important ca metodă de fabricaţie ieftină, productivă şi de precizie crescîndă, calităţi care îi asigură o penetraţie din ce în ce mai largă în multe domenii ale producţiei industriale.

Cartea recenzată tratează, în 19 capitole, principalele aspecte ale acestei tehnologii, acordînd o importanţă deosebită proiectării proceselor tehnologice de deformare şi proiectării sculelor şi dispozitivelor necesare executării acestora. Pe lîngă aceasta se face o prezentare descriptivă şi funcţională a maşinilor utilizate, la care se adaugă capitole consacrate automatizării în presarea la rece, organizării şi proiectării secţiilor de presare, cît şi măsurilor de protecţie a muncii. O bogată anexă de 60 de pagini dă indicaţii de detaliu sub formă de tabele normative, necesare pentru proiectarea principalelor organe tipizate care intră în compunerea sculelor pentru presarea la rece.

Lucrarea, deşi are un caracter predominant de prelucrare la rece, are totuşi contingenţe numeroase şi importante, directe şi indirecte, cu probleme specifice de metalurgie, în legătură cu care dorim să exprimăm unele păreri şi propuneri. Astfel, toate indicaţiile referitoare la tehnologia şi proiectarea utilajelor pentru ştanţe pot fi utile la proiectarea procesului tehnologic şi a sculelor necesare pentru efectuarea operaţiilor de debavurare, consecutive matriţării sau presării la cald, întrucît operaţiile de debavurare se execută frecvent la semicald sau chiar la rece. De asemenea, indicaţiile preţioase şi detaliate, privitoare la automatizarea acestor procese tehnologice, pot fi foarte utile la proiectarea automatizărilor în prelucrarea la cald, unde, în această privinţă, există un decalaj — material şi mai ales moral — faţă de prelucrarea la rece.

Pe de altă parte este util ca specialiştii în presarea la rece să cunoască bine influenţa compoziţiei chimice, a structurii metalografice, a tratamentelor termice, a îmbătrînirii, a ecruisării asupra proprietăţilor tehnologice (de prelucrare prin deformare plastică la rece) ale semifabricatelor, ca şi influenţa acestor factori asupra proprietăţilor de utilizare (funcţionale, de exploatare) ale pieselor confecţionate din aceste semifabricate.

Acest capitol este bine tratat în lucrare, deşi cam scurt, şi ar merita, după aprecierea noastră, ca la o viitoare reeditare să fie extins şi aprofundat, astfel încît pe această bază eşecurile sau dificultăţile apărute în rezolvarea practică a problemelor de deformare la rece, în general, şi la ambutisare, în special, să se bucure de explicaţia metalurgică completă ceea ce permite înţelegerea mai bună a cauzelor deficienţelor apărute în producţie, a mijloacelor pentru remedierea lor, cît şi ameliorarea condiţiilor de recepţie ale semifabricatelor.

Încercarea Erichsen, fiind considerată astăzi depăşită, era poate util dacă se menţionau unele dintre schemele de încercări tehnologice de recepţie pentru tablele de ambutisare care în prezent se propun.

Productivitatea şi economicitatea procedeului de presare la rece depind mult de calitatea, durabilitatea şi preţul de cost al sculelor folosite, deci, implicit, de compoziţia, de tratamentul termic şi de forma geometrică ale acestora. În capitolul respectiv din carte se găsesc indicaţii preţioase în privinţa primilor doi factori. Considerăm că era util dacă se dădeau în plus indicaţii în legătură cu formele geometrice nefavorabile ale poansoanelor, ale plăcilor etc., care trebuie evitate pentru a se împiedica deformarea, fisurarea sau crăparea acestor organe — la călire sau, ulterior, în exploatare — sub forma unor reguli de construcţie.

Prezentarea mai completă a noţiunilor metalurgice strîns legate de specificul tehnologiei de fabricaţie, al semifabricatelor şi al sculelor folosite în prelucrarea prin deformare la rece, poate contribui la ameliorarea randamentului tehnic şi economic al acestui procedeu.

Aceste sugestii, făcute în vederea unei viitoare reeditări, nu micşorează valoarea prezentă a cărţii, care reprezintă o primă şi valoroasă manifestare românească într-un domeniu tehnic în care literatura în general este destul de săracă. Apariţia acestei cărţi este de mare utilitate practică imediată şi satisface o necesitate de mult resimţită.

Prof. ing. *C. Wangorek*

Manuel des fontes moulées (Manual pentru fonte turnate). Editions techniques des industries de la fonderie, Paris, 1965, 705 pag., 465 fig.

,,Manuel des fontes moulées'' reprezintă traducerea completă şi adaptată a lucrării ,,The Gray Iron Castings Handbook'' editată de Gray Founders Society Inc. Cleveland, în anul 1962.

În limba franceză traducerea este publicată de Centre d'information des fontes moulées (Paris).

În ediţia franceză au fost incluse numeroase norme şi specificaţii europene relativ la tipurile de fontă, precum şi completări ţinînd seama de specificul turnătoriilor franceze. A fost inclus un capitol privind fonta maleabilă care lipsea în lucrarea originală, iar capitolul privind sudarea fontelor a fost radical refăcut.

De asemenea, trebuie menţionate preţioasele completări făcute bibliografiilor la toate capitolele.

La elaborarea traducerii s-a ţinut seamă de observaţiile făcute în legătură cu conţinutul şi actualitatea lucrării de numeroşi specialişti, precum şi de institute şi centre de specialitate.

Prin datele numeroase şi concrete pe care le conţine şi mai ales prin interpretarea lor competentă, lucrarea se impune specialiştilor ca una din cele mai valoroase în domeniul fontelor.

Cuprinde nouă capitole, care tratează avantajele pieselor turnate din fontă pentru construcţia de maşini (cap. II), construcţia şi proiectarea tehnologiei pentru piesele din fontă (cap. III), condiţiile de comandă şi recepţie (cap. IV), proprietăţile fontelor (cap. V), tratamentele termice ale fontelor cenuşii (cap. VI), sudarea (cap. VII), prelucrarea prin aşchiere (cap. VIII) şi, la sfîrşit, acoperirile metalice şi nemetalice aplicate pieselor turnate din fontă.

Se poate face o remarcă generală relativ la conţinutul lucrării şi anume aceea că lucrarea analizează multilateral fonta ca material pentru construcţia de maşini, ţinînd seama de destinaţia pieselor, adică de condiţiile impuse de constructorul de maşini.

Fără îndoială că cel mai amplu tratat este capitolul V, privind proprietăţile fontelor (cu grafit lamelar şi cu grafit nodular, fontelor albe şi înalt aliate, precum şi ale fontelor maleabile). În acest capitol este analizată corelaţia dintre proprietăţi (mecanice, fizice, de exploatare), structură şi compoziţia chimică a fontelor.

Se acordă multă atenţie proprietăţilor care caracterizează fonta ca material pentru construcţia de maşini : rezistenţă la tracţiune, la compresiune şi la încovoiere, modulul de elasticitate, duritatea, rezistenţa la oboseală şi la şoc, capacitatea de amortizare a vibraţiilor, rezistenţa la uzură şi la oxidare, precum şi la coroziune.

Mai puţin tratate sînt aspectele tehnologice ale producerii fontelor (de ex. modul de obţinere a structurilor necesare, căile de obţinere a fontelor cu rezistenţă ridicată), precum şi aspectele legate de mecanismul unor procese (de uzură, coroziune).

În capitolul VI ,,Tratamente termice'' şi capitolul VII ,,Sudarea'' sînt cuprinse numeroase date practice foarte folositoare tehnologilor.

În lucrare se dau principalele standarde şi norme din ţările industriale privind tipurile, caracteristicile, domeniile de folosire ale fontelor, ceea ce permite să se facă unele comparaţii şi observaţii privind structura producţiei de piese turnate din aceste ţări, precum şi orientarea ei.

Menţionăm aspectul grafic excelent în care a fost editată lucrarea.

Datorită bogăţiei de date cuprinse, lucrarea ,,Manuel des fontes moulées'' constituie un îndrumar preţios pentru tehnologii turnători din uzine şi institute de proiectări.

Dr. ing. *L. Sofroni*

CRONICĂ

Orientarea activităţii de creaţie tehnică pe probleme de invenţii în cadrul Ministerului Industriei Metalurgice

Ministerul Industriei Metalurgice a organizat în zilele de 9—15 mai 1966, cu sprijinul Oficiului de Stat pentru Invenţii, un curs de specializare pe probleme de invenţii, la care au participat specialişti de la O.S.I., delegaţi M.I.M. şi responsabilii cu invenţiile şi inovaţiile din cele 40 de unităţi ale ministerului.

S-au prezentat următoarele expuneri :

,,Protecţia invenţiilor în R. S. România şi în alte ţări şi importanţa acestora'' (V. Iancu).

,,Invenţiile brevetabile, caracterele invenţiilor, deosebirile între invenţii şi inovaţii (E. Pau).

,,Documentarea în colecţiile de invenţii'' (C. Negoiţă).

,,Redactarea descrierilor de invenţii'' (G. Petrescu).

,,Întocmirea calculelor economice pentru invenţii şi inovaţii'' (I. Ionescu).

,,Exemple de realizări ale invenţiilor'' (V. Dobre).

S-au analizat, de către delegaţii Direcţiei tehnice din M.I.M., împreună cu cei 40 de cursanţi, modul cum au fost tratate atît în întreprinderi, cît şi în minister unele invenţii şi inovaţii, atît sub aspect pozitiv, cît şi negativ, aceste exemplificări constituind un preţios schimb de experienţă.

Ing. M. Vrînceanu arată în mod cronologic cum şi-a desfăşurat activitatea de creaţie tehnică pe care a orientat-o încă cu trei ani în urmă spre lucrări originale cu caracter de invenţii, a căror valorificare a fost urmărită permanent.

Ing. D. Zichişanu a prezentat comunicarea ,,Exemple de descrieri de inovaţii din metalurgie'', citînd una din invenţiile de seamă de la I.P.L. ,,Procedeu şi instalaţie pentru decapare'' autori colectiv ing. Cerchez Eugen, care se aplică la uzina ,,Laminorul de tablă subţire'' — Galaţi, la uzina ,,Oţelul roşu'' şi la uzina ,,Ciocanul'' — Nădrag, aducînd în total economii de peste 3 500 000 lei.

În ziua rezervată aplicaţiilor practice s-a procedat la redactarea cîtorva descrieri de invenţii de către cursanţi, folosindu-se descrierile inovaţiilor din caiete de fişe SE, editate de I.D.T. Instructajul s-a încheiat cu recomandările şi concluziile la exemplele practice ale participanţilor.

Făcîndu-se bilanţul activităţii pe anul 1965, s-a arătat că întrecerea susţinută între întreprinderile şi institutele ministerului, în cadrul concursului, de a realiza toate obiectivele, a constituit un imbold deosebit în aplicarea a cît mai multor invenţii şi inovaţii, avînd ca efect realizarea de economii importante. Rezultatele obţinute au dus la acordarea titlului de fruntaşe în mişcarea de invenţii şi inovaţii pe anul 1965 a următoarelor şase unităţi, clasificate pe primul loc după mărime, pe grupe de întreprinderi, astfel : I.P.L., indice 7,294 ; Uzina ,,Republica'', indice 3.241 ; ,,Cablul Românesc'', indice 2,068 ; I.M.-Aiud, indice 1,972 ; I.C.M.S.G., indice 1,146 ; C.S.H., indice 1,072.

Ing. *M. Vrînceanu*

REVISTA REVISTELOR

Stahl und Eisen, nr. 13, 1966 : Contribuţie la cunoaşterea proceselor din faţa gurilor de aer ale furnalului ; Instalaţii de convertizoare pentru un procedeu nou combinat de insuflare cu oxigen (LD/Kaldo) ; Condiţiile de formare ale diferitelor forme de incluziuni sulfidice ; Comportarea diferitelor forme de sulfizi şi influenţa lor asupra proprietăţilor mecanice ; Introducerea calculelor digitale pentru conducerea proceselor ; Tehnica nouă de măsurare a lungimilor ca premisă pentru automatizarea în laminoare. Comportarea în exploatare a cuplajelor cu dinţi şi articulaţie la axele de acţionare a unui laminor la rece în tandem cu viteză de laminare ridicată ; Extrase : Comportarea siliciului în furnalul înalt ; Macarale speciale pentru striparea lingourilor direct şi invers conice ; Schimbarea programului fără pierdere de vreme la laminoare de profile uşoare şi mijlocii.

Nr. 14, 1966 : Laminor nou pentru sîrme şi profile din oţel special ; Experienţe cu calcar mărunt sortat la procedeul Martin bazic ; Modificarea proprietăţilor mecanice ale pieselor liber forjate prin întindere şi refulare ; Înlocuirea nisipului de cuarţ la sablare prin materiale de împroşcare minerale care nu produc silicoză ; Extrase : Modificarea în aprovizionarea cu minereuri de fier ; Acoperirea oţelului cu materiale sintetice.

Nr. 15, 1966 : Cercetări privind influenţa condiţiilor de turnare şi solidificare asupra proprietăţilor produselor laminate şi forjate ; Caracterizarea zgurei spumoase şi poroase de furnal înalt prin densitate brută ; Reducerea consumului de cilindri şi îmbunătăţirea timpului de laminare şi utilizare la laminoare de profile ; Matriţe din molibden pentru extrudarea profilelor de oţel ; Extrase : Unele noutăţi în construcţia de laminoare suedeză ; Contribuţii la chimia siderurgică, cercetarea oţelurilor.

Neue Hütte, nr. 7, 1966 : Rezistenţa de curgere a materialelor de încărcare în furnalul înalt ; Experienţa privind ridicarea productivităţii cuptoarelor cu arc într-o oţelărie specială ; Cercetări asupra materialelor pentru extrudare semicaldă ; Contribuţie asupra influenţei elementelor reziduale la deformabilitatea la cald a unui oţel NiCr termostabil ; Ştirbituri în coaja cilindrilor de laminat la rece, formarea lor şi interpretarea cauzelor care le-au produs ; Despre formarea diagramelor forţă de izbire-încovoiere ; Discuţii asupra formării diagramelor forţă de izbire-încovoiere ; Determinarea refractarităţii zgurelor. O metodă rapidă pentru cercetarea zgurelor. Influenţa condiţiilor de încercare asupra rezultatelor determinării microscopice a gradului de puritate ; Aplicarea spectroscopiei de masă la cercetarea materialelor metalice ; Asupra unor probleme privind compararea exploatării uzinelor de laminat ţevi la rece şi de ţevi sudate din R.D.G. ; Despre variaţia lungimii la transformarea α/γ a fierului ; Situaţia şi dezvoltarea viitoare a siderurgiei în R. P. Bulgară ; Siderurgia la tîrgul de primăvară din 1966 la Leipzig ; Cercetări privind pasivarea anodică a nichelului.

Liteinoe proizvodstvo, nr. 7, 1966 : Probă complexă pentru determinarea proprietăţilor de turnare ale aliajelor ; Controlul calităţii oţelului cu ajutorul curbelor de contracţie liniară ; Turnarea centrifugală a bucşelor cu pereţi subţiri din oţel ; Deplasarea relativă a semiformelor în timpul formării şi asamblării ; Controlul permanent al gazelor de cubilou ; Aparatura şi metoda de control al procesului de elaborare în cubilou cu ajutorul compoziţiei gazelor de cubilou ; Transportarea şi alimentarea automatizată a lianţilor lichizi ; Instalaţie pentru determinarea rapidă a rezistenţei la uzură a oţelului manganos austenitic ; Particularităţile formării structurii primare a pieselor din oţel H 18 N 9 T ; Cercetarea structurilor amestecurilor de formare ; Influenţa afinării iniţiale a amestecului asupra procesului de presare a formelor ; Particularităţile formării austenitei în fonta tratată cu magneziu la încălzirea cu curenţi de inducţie ; Influenţa adaosului diverselor elemente asupra structurii fontei cenuşii ; Influenţa borului şi aluminiului asupra grafitizării fontei maleabile ; Folosirea distensilimanitului la turnarea în forme cu modele fuzibile ; Uscător mobil pentru formare ; Executarea miezurilor la maşina de împuşcat semiautomată tip 28 B-7 ; Folosirea fontei de afinare pentru turnarea în cochilii ; Influenţa borului asupra proprietăţilor mecanice ale fontei maleabile ; Maselote uşor detaşabile ; Controlul de laborator al oţelului manganos austenitic la uzură ; Proprietăţile oţelului elaborat în cuptorul Bessemer mic, prin folosirea oxigenului şi aerului ; Răcirea pieselor turnate centrifugal în partea interioară ; Analiza termodiferenţială a argilelor ; Producerea fontei maleabile perlitice în Cehoslovacia ; Situaţia turnării pieselor în forme metalice în U.R.S.S. ; Despre proiectul de Standard privind argilele pentru formare.

Fonderie, nr. 244, 1966 : Folosirea polizoarelor în turnătorii ; Titanul în fonte ; Tratamentul termic al formelor metalice din oţel cu 5% Cr pentru turnarea sub presiune ; Concluziile celui de-al XXXII-lea Congres Internaţional de Turnătorie.

Slévárenství, nr. 5, 1966 : Investiţiile—producţia—preţul ; Mişcarea amestecului de formare în timpul procesului de presare ; Posibilităţile reducerii volumului de muncă la curăţarea pieselor turnate în amestecuri de formare pe bază de şamotă ; Influenţa cuprului şi a zincului asupra proprietăţilor aliajelor de Al-Si ; Noutăţi în utilajul de transport din turnătorie ; Forme pentru rotoare ale motoarelor electrice turnate sub presiune ; Experienţa actuală în utilizarea antebazinului de la cubiloul încălzit prin inducţie ; Repararea pieselor cu pori prin impregnare ; Reglarea umidităţii amestecului de formare din turnătorie ; Formarea navelotelor cu ajutorul unor modele elastice.

Nr. 6, 1966 : Extinderea şi utilizarea controlului calităţii pieselor turnate din fontă cenuşie, cu ultrasunete ; Controlul pieselor turnate cu ajutorul iradierii în betatron ; Controlul nedestructiv al pieselor turnate prin metoda capilarităţii ; Aprecierea unor proprietăţi mecanice ale pieselor turnate cu ajutorul unor radiografii pentru determinarea defectelor ; Carusel pentru uscarea miezurilor ; Unele aplicaţii ale matematicii statistice în defectoscopie ; Încercările proprietăţilor materialului pieselor turnate din fontă prin metode de control nedestructiv ; Consideraţii în legătură cu controlul pieselor turnate din oţel cu ultrasunete ; Posibilităţi de apreciere a calităţii pieselor turnate cu ajutorul ultrasunetelor ; Diferenţierea şi aprecierea defectelor pieselor turnate cu ajutorul betatonogramei ;Stabilirea calităţii clişeelor radiografice în R.D.G. ; Experienţa în utilizarea ultrasunetelor pentru stabilirea calităţii fontei cenuşii ; Turnarea modelelor şi cutiilor de miez în forme confecţionate din ipsos spumos ; Modificările umidităţii în formă, în timpul solidificării pieselor turnate ; Răşini formaldehidice utilizate la executarea miezurilor cu autoîntărire.

Traitement thermique, nr. 21, 1966 : Propunerea unei unităţi practice pentru măsurarea puterii de răcire a mediilor de călire ; Măsurarea temperaturilor cu aplicare practică în tratamentul termic (termometre cu rezistenţă, pirometre optice, metode elementare de măsurare a temperaturilor) ; Îndrumări practice elementare de tratament termic (încercări de identificare a oţelului prin călire) ; Principiile de bază ale tratamentului termic al oţelurilor (oţeluri carbon de construcţie—urmare) ; Călirea prin conducţie ; Călirea fără calamină ; Sumare şi articole din presa tehnică ; Fişe tehnice pentru generator de gaz de protecţie „Nitromat GAM" şi pastă de protecţie contra cementării „Condursal 0090".

BLASBERG-GALVANOTECHNIK — un factor pentru finisajul raţional

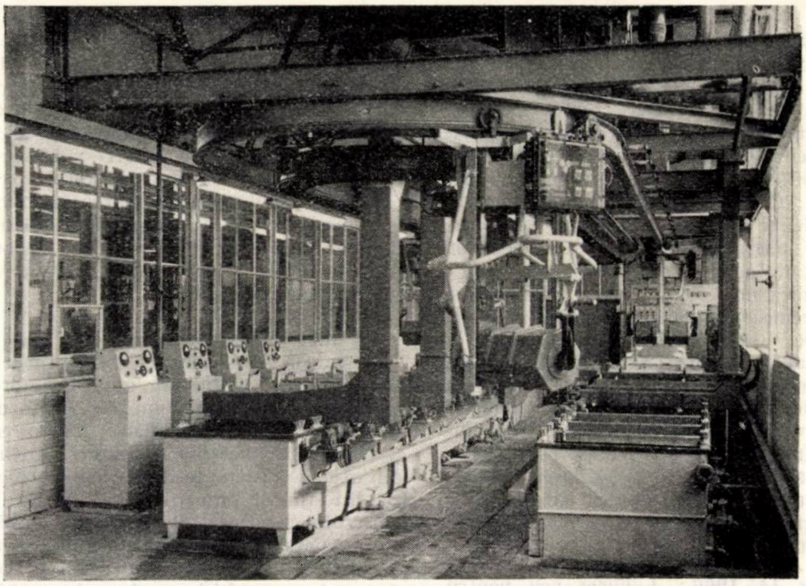
Livrează :

Automate, instalaţii şi aparate pentru toate procesele chimice şi electrolitice ale galvanotehnicii.

Procedee de înaltă productivitate şi preparate pentru tratamentul chimic şi electrolitic al suprafeţelor metalelor şi materialelor plastice.

Cereţi informaţii asupra procedeelor moderne şi asupra instalaţiilor, prin instrucţiunile gratuite.

BLASBERG
Îndrumează în domeniul cercetărilor şi al practicii.



Fotografia alăturată reprezintă o instalaţie automată pentru galvanizare, comandată conform unui program, destinată tratării pieselor masive şi în tambure.

Blasberg

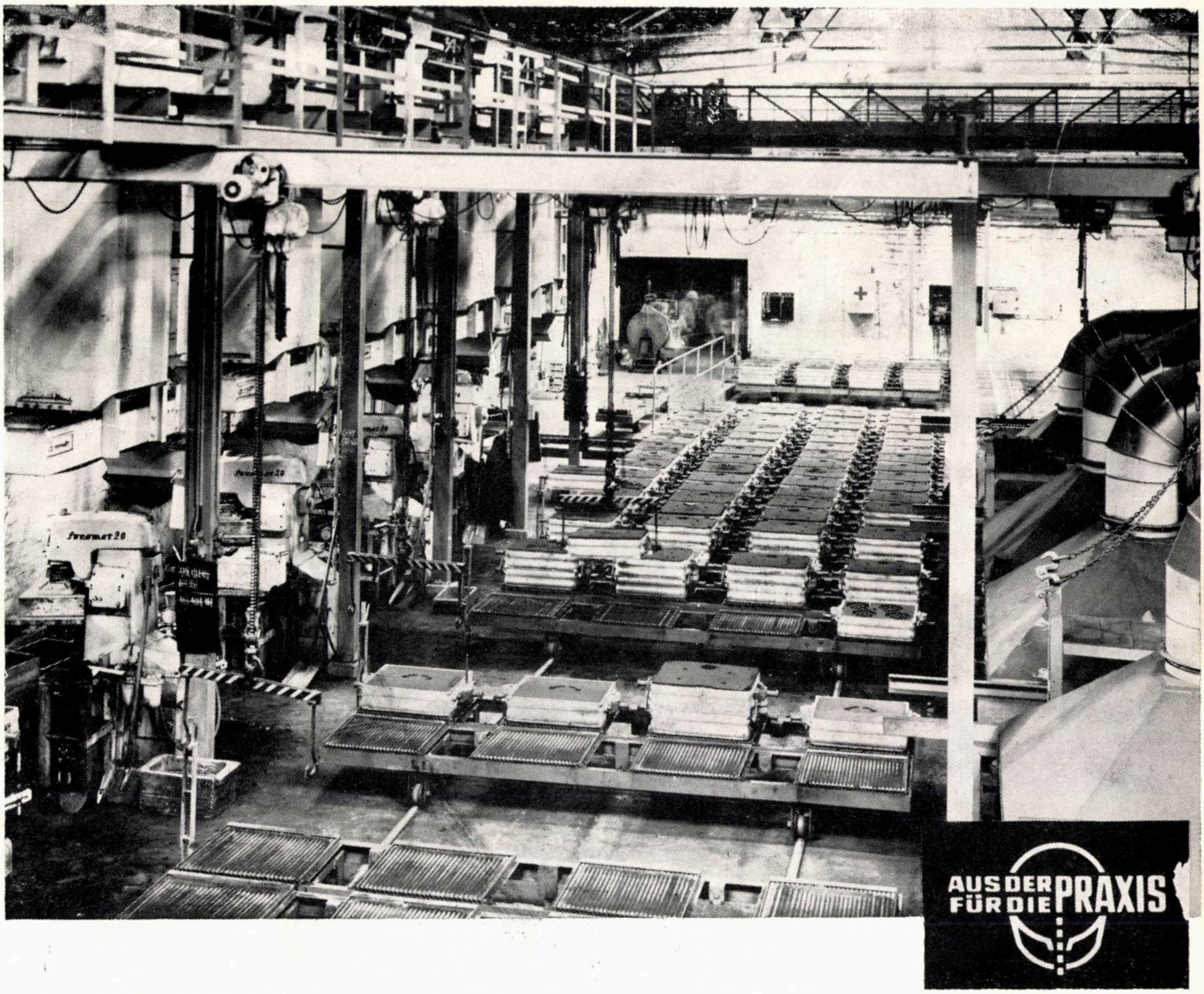
Friedr. Blasberg, Solingen
GmbH & Co. KG
Fabrică specială pentru tehnica galvanizării
565 Solingen- Merscheid
Tel. (02122) 78061 FS 08514835
Republica Federală Germania

INDEX DE AUTORI

Barbu I. . . . . p. 620
Bacşa S. . . . . p. 657
Belei Gh. . . . . p. 622
Bircescu L. . . . . p. 634
Cijikov Iu. M. . . . . p. 656
Craiu Viorica . . . . p. 613
Dancy T. . . . . p. 648
Dorigo C.D. . . . . p. 649
Dragoe Gh. . . . . p. 634
Gheţov L. B. . . . . p. 648
Haidenreich R. . . . . p. 634
Haltrich K. . . . . p. 626
Hrbek A. . . . . p. 656
Ionescu D. . . . . p. 626
Knaggs K. . . . . p. 647
Korchynschy M. . . . . . . p. 648
Morgan E. . . . . p. 648
Mountford F. A. . . . . . . p. 648
Munteanu I. . . . . p. 657
Munteanu P. . . . . p. 631
Niederkorn I. . . . . p. 613
Olariu V. . . . . p. 657
Pilly N. . . . . p. 642
Poeniţă Virginia . . . . . . p. 622
Raszillier Veturia . . . . . p. 637
Reinhorn Gabriela . . . . . p. 620
Seutu V. . . . . p. 629
Slivneanu Iulia . . . . . . p. 613
Sansby B. . . . . p. 647
Suceveanu Gh. . . . . p. 626
Tonbina M. G. . . . . p. 648
Urseanu A. . . . . p. 629
Wanyorek C. . . . . p. 638

ORSZÁGOS MŰSZAKI KÖNYVTÁR ÉS DOKUMENTÁCIÓS KÖZPONT

TEHNICA CEA MAI MODERNĂ + CEA MAI INAINTATĂ TEHNOLOGIE =
= EFECT ECONOMIC RIDICAT



INSTALAȚII DE FORMARE TIPIZATE
(livrabile în termen scurt)
Dimensiunea de construcție 20 (dimensiunile cuvei : 630 × 500 mm)
Dimensiunea de construcție 40 (dimensiunile cuvei : 1000 × 800 mm)

Avantajele instalațiilor tip:

Instalații tehnologice și economice bine puse la punct
Amortizare în termen scurt, prin cheltuieli relativ mici
Datele privind tehnologia și normele de întrebuințare se livrează o dată cu instalațiile
Posibilitatea de variere permite o utilizare multilaterală
Intreținere ușoară și un consum redus de piese de schimb
Prin utilizarea INSTALAȚIILOR TIP, se obține o producție rațională în turnătorie

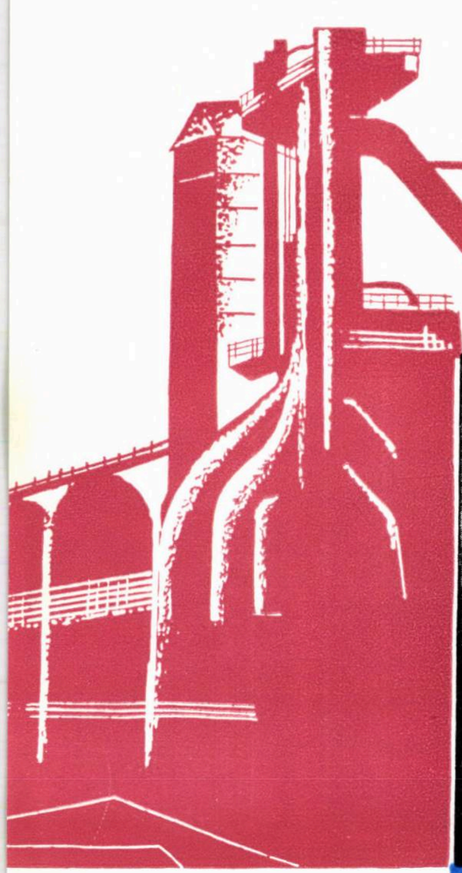
Serviciul nostru de oferte și de deservire a clienților vă acordă asistență de specialitate în toate problemele aferente.

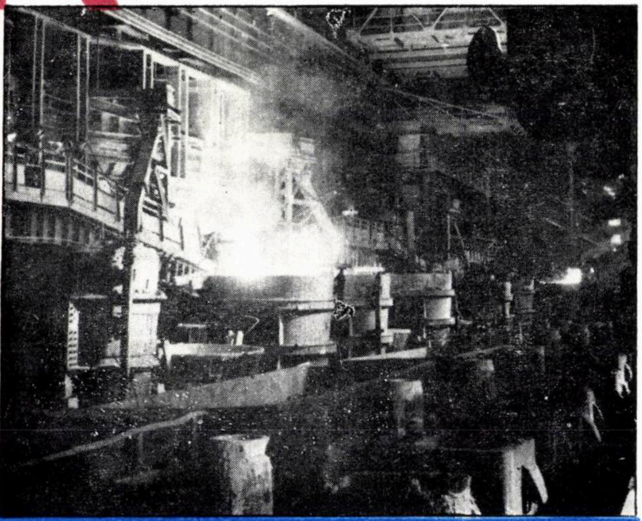
VEB GIESSEREIANLAGEN · 701 LEIPZIG

Deutscher Innen-und Aussenhandel
108 Berlin, Taubenstrasse 7—9
Telegramme: DIAINVESTA
Telex: 011 2695 diaie dd
Republica Democrată Germană

INVEST EXPORT

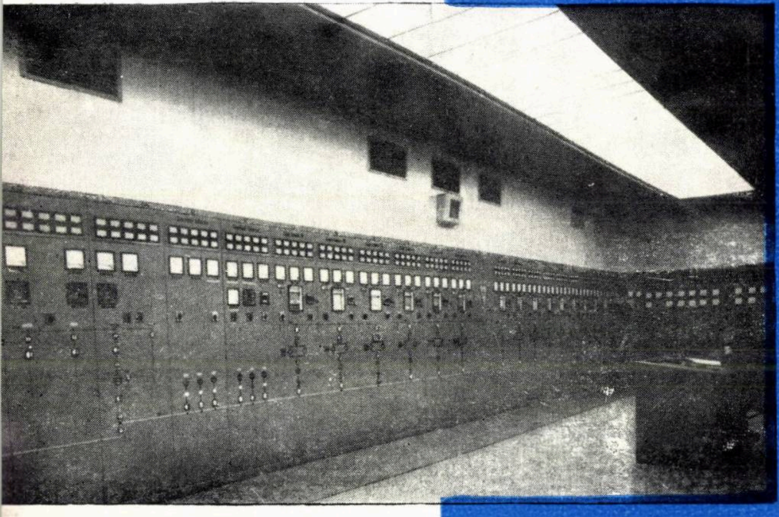
COMBINATUL

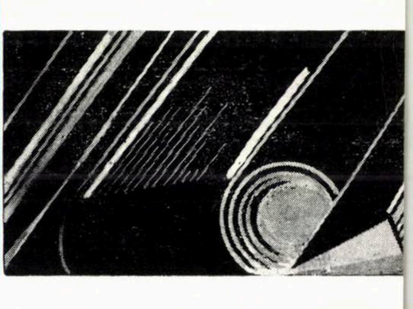


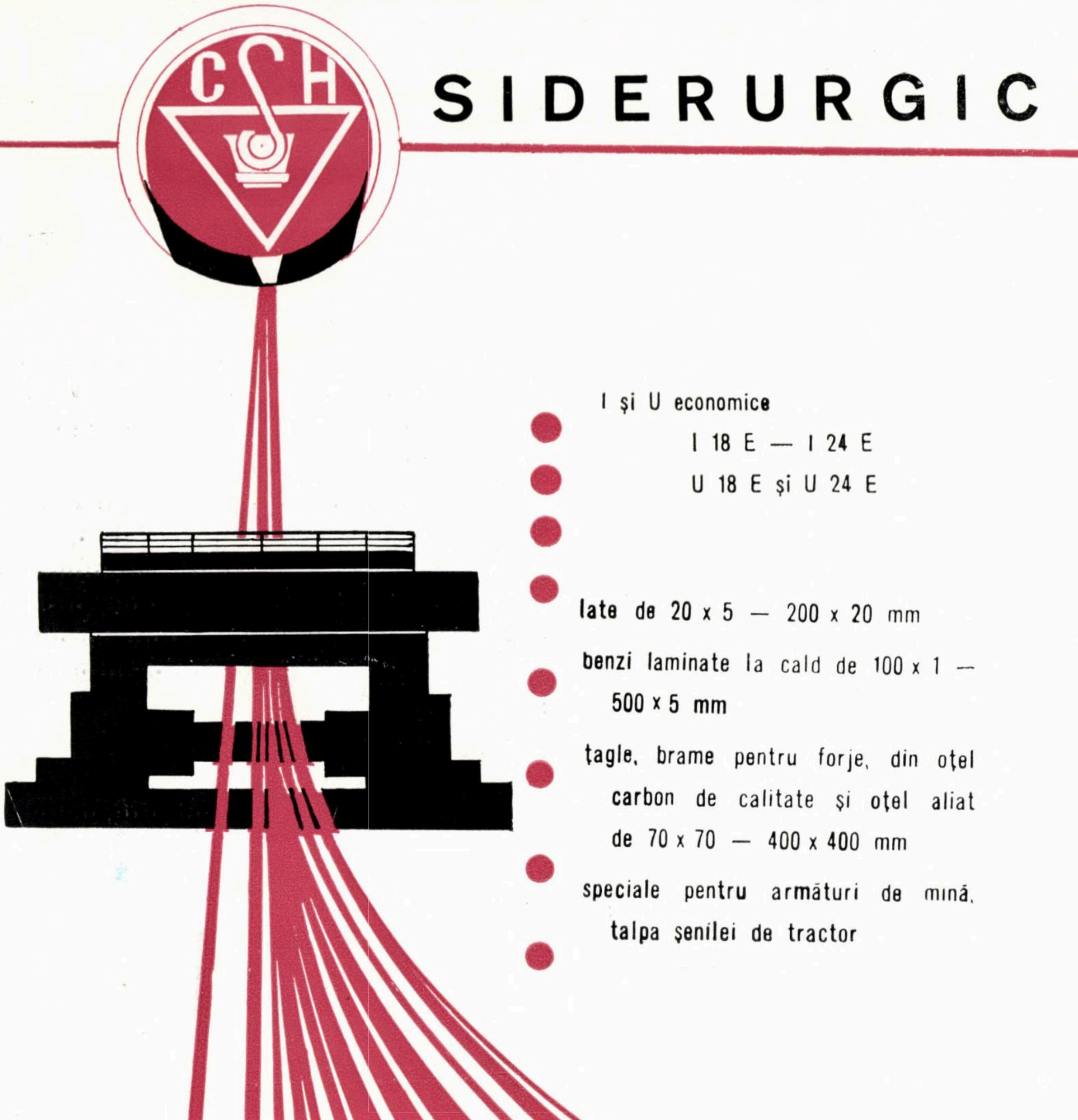


PROFILE LAMINATE DIN OŢELURI CARBON CALMATE, SEMICALMATE ŞI NECALMATE, OŢELURI CARBON DE CALITATE, OŢELURI ALIATE ŞI SLAB ALIATE

- rotunde cu diametrul de 6—250 mm;
- corniere de 20 x 20 — 160 x 160 mm;
- I şi U normale
  - I 18 — I 24
  - U 6,5 — U 24







SIDERURGIC

- I şi U economice
  - I 18 E — I 24 E
  - U 18 E şi U 24 E
- late de 20 x 5 — 200 x 20 mm
- benzi laminate la cald de 100 x 1 — 500 x 5 mm
- ţagle, brame pentru forje, din oţel carbon de calitate şi oţel aliat de 70 x 70 — 400 x 400 mm
- speciale pentru armături de mină, talpa şenilei de tractor

HUNEDOARA

UZINA
METALURGICĂ
IAȘI

PROFILE INDOITE

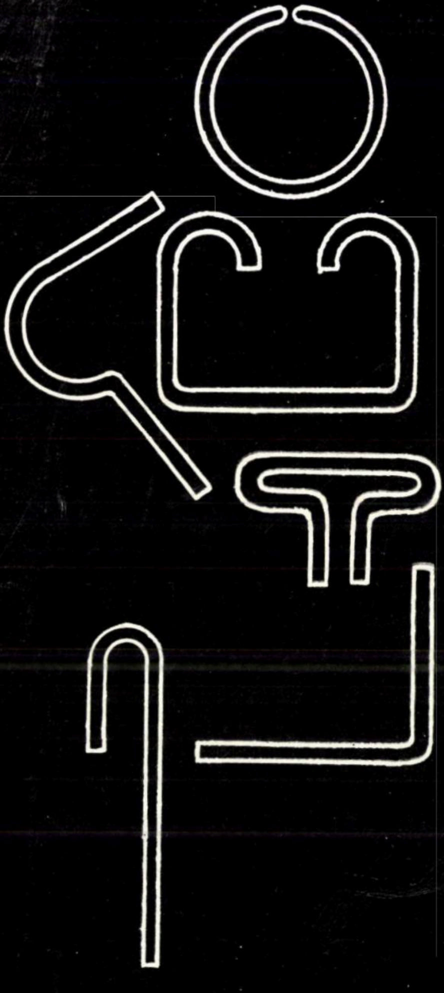
PROFILE DE UZ GENERAL:

tipuri curente: profil cornier cu aripi egale și neegale, profil U cu aripi egale, profil Z cu aripi egale și neegale;

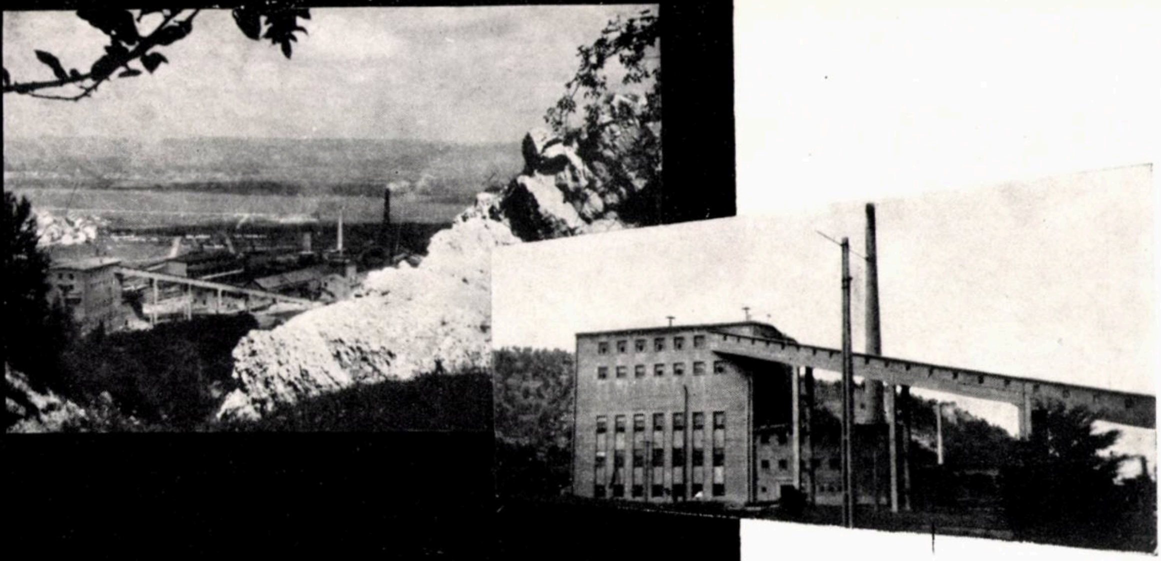
tipuri speciale: profil Ω cu aripi egale și neegale, profil U cu aripi întărite, profil pătrat și profil dreptunghiular, profil U cu aripi neegale, profil V cu aripi egale și neegale, profil curb, profil cornier cu aripi întărite.

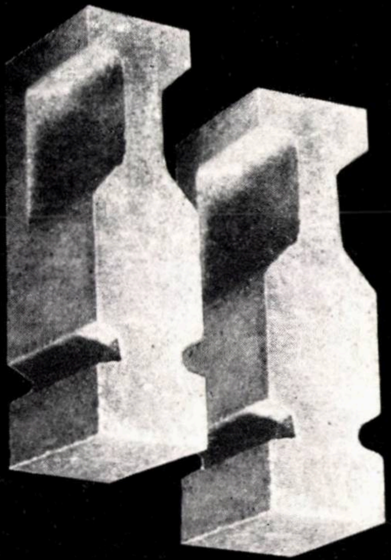
PROFILE SPECIALE:

profile tubulare
profile plate
profile pentru tîmplărie metalică
profile diverse



Str. Primăverii, 6, tel. 5301—1934





PRODUSE REFRACTARE
SILICOALUMINOASE
PENTRU BOLȚILE
CUPTOARELOR ADÎNCI
DE LA LAMINOARE

execută:

FABRICA
DE
PRODUSE
REFRACTARE

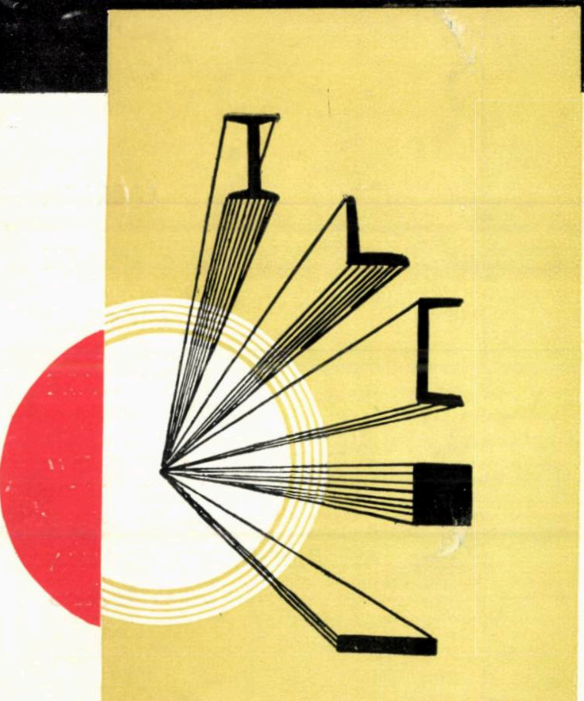
„REFRACTAR"

ALEȘD, REGIUNEA CRIȘANA
TELEFON Nr. 16 ALEȘD

COMBINATUL SIDERURGIC

REȘIȚA

1966 JAN 27



- Fontă de afinare;
- Oțeluri carbon și aliate în lingouri pînă la 7 t;
- Profile grele și mijlocii din oțeluri carbon și aliate;
- Șine pentru cale ferată;
- Bandaje și discuri de cale ferată;
- Zgură granulată de furnal.

E 3280

METALURGIA

12

METALURGIA • BUCUREȘTI • ANUL XVIII • NR. 12 • DECEMBRIE 1966

Uzina de țevi
REPUBLICA

produce:
- Produse tubulare cu diametrul sub 6″, pentru industria petrolieră
- Produse tubulare cu diametrul sub 6″, pentru prospecțiuni geologice
- Țevi rotunde și profilate — de precizie — trase la rece, cu diametrul de 5—57 mm, pentru construcții
- Țevi rotunde și profilate, laminate la cald, cu diametrul de 48—152 mm, pentru construcții
- Țevi cu diametrul sub 6″, pentru instalații de apă, gaz și abur

E 5280

METALURGIA

Anul 18 nr. 12 decembrie 1966

CUPRINS

STUDII ŞI CERCETĂRI

Tripşa I. şi *Cosma D.* : **Contribuţii la studiul elaborării oţelurilor cu proprietăţi superioare** 661

Dumitrescu Tr., Sofroni L., Cosneanu C., Toma I. şi *Stălinescu I.* : **Consideraţii asupra turnării cilindrilor de laminor cu crustă dură din fontă tratată cu magneziu** 667

Dîmboiu E., Tudoran P. şi *Giacomelli I.* : **Cercetări privind legătura dintre unele caracteristici ale fontelor cenuşii şi viteza de propagare a sunetului** 672

Oprescu I. : **Metodă pentru calculul caracteristicilor agregatelor continue de tratament termic** . . . 676

REALIZĂRI TEHNICE

Dumitrescu Th., Ghinea M., Ivan M., Dobrescu R. şi *Negrescu C.* : **Instalaţie radiometrică pentru controlul nivelului încărcăturii din cubilou.** 682

Negruş O. : **Aplicarea practică a metodelor chimice de analiză a azotului din oţeluri** 684

ACTUALITĂŢI ŞI DISCUŢII

Dumitraşcu P. şi *Murguleţ N.* : **Fenomenul plasmatic şi tehnica metalurgiei** 687

Pridvornic M. : **Stadiul actual şi perspectivele dezvoltării producţiei de piese forjate în Republica Socialistă România** 691

PROTECŢIA MUNCII

Herşcovici P. : **Observaţii privind protecţia, securitatea şi igiena muncii la unele tehnologii din domeniul metalurgiei pulberilor** 694

LUCRĂRI DE SINTEZĂ

Pilly N. : **Din trecutul producţiei de fontă în regiunea munţilor Poiana Ruscă** 697

EXTRASE 704

RECENZII 714

INVENŢII 714

REVISTA REVISTELOR 715

CRONICĂ 716

INDEX DE AUTORI 716

INDEX ALFABETIC DE RUBRICI ŞI AUTORI . . 717

COMITETUL DE REDACŢIE

M. Alexandru, C. Dragomir, T. Dumitrescu,
C. Hertl, G. Ilin, N. Murguleţ, I. Niţă,
P. Petrescu, V. Popescu, I. Popa, Maria Roşianu,
L. Sofroni, D. Stănescu, N. Sîrbu, A. Şerban,
Cl. Ştefănescu, I. Tripşa, T. Ţecu, P. Wechsler

Redactor responsabil: L. Sofroni
Redactor: Maria Savu

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice şi al Consiliului Naţional al Inginerilor şi Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacţia şi administraţia, Bucureşti, Str. Academiei nr. 7, raion 30 dec. Telefon : 13.09.25. Revista este editată de M.I.M. Abonamentele se primesc la Administraţia revistei. Instituţiile pot achita abonamentele pentru biblioteci şi cabinetele tehnice în contul de virament 022001 B.N. a Republicii Socialiste România — Filiala 30 Decembrie. M.I.M. — Oficiul de documentare şi publicaţii tehnice — Bucureşti. Tarif pentru întreprinderi : lei 150 anual ; tarif pentru muncitori, tehnicieni şi ingineri : lei 48 anual. Costul unui exemplar lei 5. Tiparul : Întreprinderea Poligrafică Informaţia, str. Brezoianu nr. 23—25. Buc. c. 4060

,,Taxele poştale plătite în numerar conform aprobării D.G.P. nr. 560/425/966".

42 406

SOMMAIRE

CD 669.18

Tripşa I. et *Cosma D.* : **Contributions à l'étude de l'élaboration des aciers supérieurs.**

Metalurgia 18 (1966), no. 12, p. 661–666

On expose les considérations théoriques et les résultats obtenus à l'Institut roumain de recherches métallurgiques en ce qui concerne l'augmentation de la pureté et l'amélioration de la structure des aciers.

CD 621.741.3 :621.771.2

Dumitrescu Tr., Sofroni L., Cosneanu C., Toma I. et *Stălinescu I.* : **Considérations sur le coulage des cylindres de laminoir à croûte dure en fonte traitée au magnésium.**

Metalurgia 18 (1966), no. 12, p. 667–672

On présente les données expérimentales se rapportant à l'influence des magnésies et du coulage sur la structure et la dureté des fontes pour cylindres de tôle. On examine la variation de la composition chimique et de la dureté selon la hauteur des cylindres et selon les sections.

CD 669.131.6

Dimboiu E., Tudoran P. et *Giacomelli I.* : **Recherches sur le rapport qui existe entre certaines caractéristiques des fontes grises et la vitesse de la propagation du son.**

Metalurgia 18 (1966), no. 12, p. 672–675

Les recherches effectuées ont démontré qu'il est possible d'utiliser les ondes sonores à l'étude de la structure et des propriétés des fontes grise. Par l'emploi de la méthode électro-acoustique on a pu mettre en évidence le rapport qui existe entre la vitesse de la propagation du son, la structure métallographique et certaines caractéristiques mécaniques. On a constaté que la vitesse de la propagation du son dans la fonte grise est influencée par la surface et par les dimensions des inclusions de graphite.

CD 621.783.001.24

Oprescu I. : **Méthode pour le calcul des caractéristiques des agrégats continus de traitement thermique.**

Metalurgia 18 (1966), no. 12, p. 676–681

On donne une méthode pour le calcul des caractéristiques principales des installations continuelles de traitement thermique en établissant, par des formules et par des nomogrammes, les caractéristiques des différents outillages qui composent les agrégats, en fonction des caractéristiques de ces agrégats mêmes. Les applications concernent les agrégats à tambour, les transportateurs hélicoïdaux et les transporteurs à plaques.

CD 621.745.34 :53.083.7 :630.039.85

Dumitrescu Th., Ghinea M., Ivan M., Dobrescu R. et *Negrescu C.* : **Installation radiométrique pour contrôler le niveau du chargement dans le cubilot.**

Metalurgia 18 (1966), no. 12, p. 682–684

Une installation radiométrique pour le contrôle optique et acoustique des cubilots à 900 mm de diamètre.

CD 669. 14 :543.34

Negruş O. : **L'application pratique des méthodes chimiques d'analyse de l'azote contenu dans les aciers.**

Metalurgia 18 (1966), no.12, p. 684–686

L'auteur présente les résultats obtenus par l'application des méthodes chimiques de détermination de l'azote contenu dans les aciers.

CD 669.01 :533.9

Dumitraşcu P. et *Murguleț N.* : **Le phénomène plasmatique et la technique métallurgique.**

Metalurgia 18 (1966), no. 12, p. 687–691

Le phénomène plasmatique est intéressant pour les métallurgistes par la chaleur concentrée à très haute température que le plasma contient et qu'il communique à la matière avec laquelle il entre en contact. On étudie le comportement du plasma et le transport de l'énergie sur la base de la théorie cinétique des phénomènes de non équilibre, à partir de l'équation différentielle du modèle fluide établie par Liouville. On précise les limites de la théorie moderne de la physique du plasma, et leurs implications sur l'exploitation du plasma dans la métallurgie.

CD 621.73 :621.975 :31(498)

Pridvornic M. : **L'état actuel et l'avenir de la production des pièces forgées dans la République Socialiste de Roumanie.**

Metalurgia 18 (1966), no. 12, p. 691–694

L'article contient des données statistiques sur la production des pièces forgées en Roumanie durant les années 1960–1965. Ces données concernent aussi l'équipement des forges et la production des machines de pressage — forgeage. On a examiné le problème de la centralisation de la production dans les grandes unités de forgeage. Les conclusions visent le développement de la production des pièces forgées, le développement de l'équipement et des machines de pressage-forgeage dans la période 1966–1970.

CD 621.762 :614.8 :628.5

Herşcovici P. : **Aspects de la sécurité et de l'hygiène du travail pour certaines technologies utilisées dans la métallurgie des poudres.**

Metalurgia 18(1966), no. 12, p. 694–697

Sont présentés les aspects généraux de la sécurité du travail pour les technologies utilisées dans la métallurgie des poudres (Fe, Cu, Al) élaborées en Roumanie.

CD 669.13 (498)

Pilly N. : **Le passé de la production de la fonte, dans la région des montagnes Poiana Ruscă.**

Metalurgia 18 (1966), no. 12, p. 697–703

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 669.18

Трипша И. и *Косма Д.* : **К вопросу выплавки высококачественных сталей.**

Metalurgia 18 (1966) № 12, стр. 661–666

Представлены теоретические данные и результаты, полученные в научно-исследовательском институте металлургии (ИЧЕМ) в отношении повышения чистоты и улучшения структуры сталей.

ДК 621.741.3 :621.771.2

Думитреску Тр., *Софрони Л.*, *Косняну К.*, *Тома И.* и *Стэлинеску И.*: **Соображения, касающиеся отливки прокатных валков с твердой поверхностью из чугуна, обработанного магнием.**

Metalurgia 18 (1966) № 12, стр. 667–672

Представлены экспериментальные данные, касающиеся влияния магния и способов отливки на структуру и твердость чугуна, используемого для листопрокатных валков.

Анализируется изменение химического состава и твердости по высоте и разрезу валков.

ДК 669.131.6

Дымбою Е., *Тудоран П.* и *Джакомелли И.*: **Исслдедования по вопросу определения некоторых характеристик серого чугуна в зависимости от скорости распространения звука.**

Metalurgia 18 (1966), № 12, стр. 672–676

Проведенные исследования показали возможность использования эвуковых волн при изучении структуры и свойств серого чугуна. Используя метод электроакустики, была выявлена связь, существующая между скоростью распространения звука, металлографической структурой и некоторыми механическими характеристиками сталей. Установлено, что на скорость распространения звука в сером чугуне влияет как качество поверхности, так и размеры графитных включений.

ДК 621.783.001.24

Опреску И.: **Метод расчета характеристик агрегатов для непрерывной термообработки.**

Metalurgia 18 (1966), № 12, стр. 676–681

Описан метод расчета основных характеристик агрегатов для непрерывной термообработки с установлением по формулам и номограммам характеристик оборудования, входящего в агрегат, в зависимости от характеристик агрегатадля агрегатов в барабанами и с червячными и пластичатыми траспортерами.

ДК 621.745.34 :53.083.7 :620.039.85

Думитреску Т., Гиня М., Добреску Р. и *Негреску К.*: **Радиометрическая установка для определения уровня шихты в вагранке.**

Metalurgia 18 (1966) № 12, стр. 682–684

Дано описание радиометрической установки для оптического и акустического контроля, применяемой для вагранки диаметром 900 мм.

ДК 669.14 :543.34

Негруш О.: **Практическое применение химических методов анализа азота в стали.**

Metalurgia 18 (1966), № 12, стр. 684–686

Представлены результаты опытов, полученные при применении химических методов, применяемых для определения азота в стали.

ДК 669.01.533.9

Думитрашку П. и *Мургулец Н.*: **Плазменные явления и металлургическая техника.**

Metalurgia 18 (1966), № 12, стр. 687–691

Плазменные явления интересуют металлургию в отношении концентрации тепла в плазме при высоких температурах, передаваемого ею материи, с которой вступает в контакт.

Изучается поведение плазмы и передача энергии на основе кинетической теории явлений неравновесия, исходя из дифференциального уравнения жидкостной модели Лиувиля.

Показаны ограничения применения современной теории физики плазмы, технология и оборудование, характерные для этой новой техники, а также перспектива которую открывает их усовершенствование для использования плазмы при получений, выплавке и обработке металлов.

ДК 621.73 :621.975 :31(498)

Придворник М.: **Современное положение и перспективы развития производства поковок в РСР.**

Metalurgia 18 (1966), № 12, стр. 691–694

В статье приведен ряд статистических данных отражающих производство поковок в Р.С.Румыния за период с 1960 по 1965 гг. Приведенные данные касаются производства поковок, оснащения оборудованием кузнечных цехов и производства машин для прессовки и ковки в указанный период. Рассморен также вопрос централизации произвдства в больших кузнечных цехах. В результате проведенного анализа сделаны некоторые выводы, касающиеся направления в развитии производства поковок и его централизации, оснащения современным оборудованием и производства машин для прессовки и ковки на период 1966—1970 г.

ДК 621.762 :614.8 :628.5

Херишкович П.: **Аспекты, касающиеся безопасности, охраны и гигиены труда при применении некоторых технологических процессов в области порошковой металлургии.**

Metalurgia 18 (1966), № 12, стр. 694–697

Работа включает основные аспекты безопасности и охраны труда при применении некоторых технологических процесов для получения порошков (**Fe**, **Cu**, Al).

ДК 669.13 (498)

Пилли Н.: **Из прошедшего производства чугуна в горах Пояна Руска.**

Metalurgia 18 (1966), № 12, стр. 697–703

INHALTSVERZEICHNIS

DK 669.18

Tripşa I. und *Cosma D.* : **Beiträge zum Studium der Erschmelzung von Stählen mit überlegenen Eigenschaften.**

Metalurgia 18 (1966), H. 12, S. 661–666

Die Verfasser legen theoretische Erwägungen und die Ergebnisse dar, die im Institut für metallurgische Forschungen in bezug auf die Erhöhung des Reinheitsgrads und der Verbesserung der Stahlstruktur erzielt wurden.

DK 621.741.3 :621.771.2

Dumitrescu Tr., *Sofroni L.*, *Cosneanu C.*, *Toma I.* und *Stălinescu I.* : **Betrachtungen über das Giessen der Walzzylinder mit harter Oberflächensicht aus magnesiumlegiertem Gusseisen.**

Metalurgia 18 (1966), H. 12, S. 667–672

Es werden Versuchsergebnisse in bezug auf den Einfluss des Magnesiums und des Giessverfahrens auf die Struktur und die Härte des Gusseisens für Blechwalzzylinder dargelegt.

Ferner wird die Veränderung der chemischen Zuzammensetzung und der Härte an der Höhe und dem Querschnitt der Zylinder analysiert.

DK 669.131.6

Dîmboiu E., *Tudoran P.* und *Giacomelli I.* : **Untersuchungen über die Beziehungen zwischen einigen Eigenschaften des grauen Gusseisens und der Fortpflanzungsgeschwindigkeit des Schalls.**

Metalurgia 18 (1966), H. 12, S. 672–676

Die durchgeführten Forschungen haben die Möglichkeit gezeigt, Schallwellen für die Untersuchung der Struktur und der Eigenschaften des grauen Gusseisens zu verwenden. Mit Hilfe des elektroakustischen Verfahrens wurde die Beziehung zwischen der Fortpflanzungsgeschwindigkeit des Schalls und der metallographischen Struktur sowie einiger mechanischen Eigenschaften nachgewiesen. Es wurde festgestellt, dass die Fortpflanzungsgeschwindigkeit der Schallwellen im grauen Gusseisen von der Oberfläche und der Grösse der Graphiteinschlüsse beeinflusst wird.

DK 621.783.001.24

Oprescu I. : **Berechnungsverfahren für die Kenndaten der kontinuierlich arbeitenden Aggregate für Wärmebehandlung.**

Metalurgia 18 (1966), H. 12, S. 676–681

Es wird ein Verfahren zur Berechnung der Hauptkennzeichen der kontinuierlich arbeitenden Aggregate zur Wärmebehandlung dargelegt, wobei durch Formeln und Nomogramme die Kennzeichen der zugehörigen Anlagen im Verhältnis zu den Kennzeichen der Aggregate festgelegt werden, die bei Aggregaten mit Transporttommeln, Schneckenförderer und Scheibenforderer angewandt werden konnen.

DK 621.745.34 :53.083.7 :620.039.85

Dumitrescu Th., Ghinea M., Ivan M., Dobrescu R. und *Negrescu C.* : **Radiometrische Anlage zur Kontrolle der Ladehöhe im Kupolofen.**

Metalurgia 18 (1966), H. 12, S. 682–684

Es wird eine radiometrische Anlage zur optischen und akustischen Kontrolle an Kupolöfen mit 900 mm-Durchmesser beschrieben.

DK 669.14 :543.34

Negruş O. : **Praktische Anwendung der chemischen Analyseverfahren zur Bestimmung des Stickstoffs im Stahl.**

Metalurgia 18 (1966), H. 12, S. 684–686

Es werden die Versuchsergebnisse der Anwendung chemischer Verfahren bei der Bestimmung des Stickstoffs im Stahl dargelegt.

DK 669.01 :533.9

Dumitraşcu P. und *Murguleţ N.* : **Das plasmatische Phänomen und die metalurgische Technik.**

Metalurgia 18 (1966), H. 12, S- 687–691

Das Plasmatische Phänomen interessiert die Metalurgie wegen der bei höchster Temperatur konzertrierten Wärme welche die Plasma enthält und dem Stoff mit welchem sie in Berührung kommt, überträgt.
Die Verträglichkeit der Plasma mit der energieübertragung wird durch die cinetische Teorie des Ungleichgewichten von Lionville studiert.
Die Ausforschung stützt sich auf die differenzial Gleichung den Flüssigkeit des Stoffes.
Es wird, auf die Grenzen der aktuellen Teorie der Plasma-Physik und auf die Verwändung der Plasma in der Metalurgie, hervorgehoben.

DK 621.73 :621.975 :31(498)

Pridvornic M. : **Gegenwärtiger Stand und Entwicklungsperspektiven der Produktion geschmiedeter Werkstücke in der Sozialistischen Republik Rumänien.**

Metalurgia 18 (1966), H. 12, S. 691–694

Im Aufsatz werden eine Reihe statistischer Angaben über die Produktion geschmiedeter Werkstücke in der SR Rumänien in der Zeitspanne 1960—1965 dargelegt. Die Angaben beziehen sich auf die Produktion geschmiedeter Werkstücke, auf die Ausrüstung der Schmieden und die Produktion von Maschinen für Schmiedepressen in der analysierten Periode. Ferner wurde das Problem der Produktionszentralisierung in grosse Schmiedeabteilungen untersucht. Auf Grund der vorgenommenen Analyse konnten einige Schlussfolgerungen in bezug auf die Entwicklungsausrichtungen der Produktion von geschmiedeten Werkstücken und deren Zentralisierung, die moderne Ausrüstung sowie die Produktion von Maschinen für Schmiedepressen in der Zeitspanne 1966—1970 gezogen werden.

DK 621.762 :614.8 :628.5

Herşcovici P. : **Aspekte des Arbeitsschutzes und der Arbeitshygene bei einigen technologischen Prozessen in der Pulvermetallurgie.**

Metalurgia 18 (1966), H. 12, S. 694–697

Der Aufsatz enthält allgemeine Aspekte des Arbeitsschutzes bei technologischen Prozessen der Metallpulvergewinnung (Fe, Cu, Al).

DK 669.13(498)

Pilly N. : **Die vorige Erzeugung von Gusseisen in der Poiana Ruscă Gebirge Region.**

Metalurgia 18 (1966), H. 12, S. 697–703

CONTENTS

DC 669.18

Tripșa I. and *Cosma D.* : **Contributions to the study of high quality steels smelting.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 12, p. 661–666

Are presented the theoretical considerations and the results obtained at the Metallurgical Researches Institute (ICEM) concerning the improvement of steels purity and structure.

DC 621.741.3 :621.771.2

Dumitrescu Tr., *Sofroni L.*, *Cosneanu C.*, *Toma I.* and *Stălinescu I.* : **Considerations on the casting of hard skin rolls of magnesium treated iron.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 12, p. 667–672

Are presented experimental data concerning the influence of magnesium and of casting process upon the structure and the hardness of a sheet mill rolls.

The variation of chemical analysis and of hardness along the rolls high and section is presented.

DC 669.131.6

Dîmboiu E., *Tudoran P.* and *Giacomelli I.* : **Researches upon the relations between the gray iron characteristics and the sound propagation speed.**

Metalurgia 18, (1966) nr. 12, p. 672–676

The researches carried out show the possibility of sound waves use in the gray iron structure and properties researches. By the applying of an electroacustic method was pointed out the relation between the wave propagation speed and the metallographic structure as well as certain mechanical characteristics.

It was found out that the wave propagation speed in the gray iron is influenced by the surface quality and the size of the graphit inclusions.

DC 621.783.001.24

Oprescu I. : **The method of computing of continuous heat treatment plants characteristics.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 12, p. 676–681

The method for the computing of principal characteristics of continuous heat treatment plants is presented, by which, with the help of the formula and the nomograms are found out the characteristics of the equipment elements depending on those of the plant. These characteristics may be applied to the installations with drums and the screw — and platform conveyors.

DC 621.745.34: 53.083.7: 620.099.85

Dumitrescu Th., *Ghinea M.*, *Ivan M.*, *Dobrescu R.* and *Negrescu C.* : **Radiometric appliance for the checking of the level of charges in a cupola-furnace.**

Metalurgia 18, (1966) nr. 12, p. 682–684

In the work is described an optical and acoustical appliance used at a 900 mm diameter cupola-furnace.

DC 669.14 :543.34

Negruș O. : **Practical appliance of chemical methods for the nitrogen analysis in steels.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 12, p 684–686

Are presented the experimental resullts obtained by the use of chemical methods at the determining of nitrogen contents in steels.

DC 669.01 :533.9

Dumitrașcu P. and *Murgulet N.* : **The plasmatic phenomenon and the metallurgical technique.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 12, p. 687–691

The plasmatic phenomenon is interesting from metallurgical point of view, because of the high temperature concentred heat contained in plasma and transferred to the substance with which it comes into contact.

Are studied the plasma behaviour and the energy transmission on the basis of cynetic theory of unbalanced phenomena, strating by the established equation of the Liouville fluid model. Are shown the limitations of present theory of plasma physics, and their implications on the use of plasma in metallurgy.

DC 621.73 :621.975 :31(498)

Pridvornic M. : **The present stage and the perspective of development in forgings production in Roumanian Social Republic.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 12, p 691–694

In the work are presented a series of statistical data concerning the forgings production of R.S.R. during the period 1960—1965. The cited data concern the forgings quality, the forging plant equipment and the production of press and forging machines during the analysed period.

The problem of production centralizing in large forging plants is studied as well.

As the result of carried out analysis, some conclusions could be drawn considering the forgings production development, thes production centralizing and its endowment with modern equipment as well as the press and forging machines in the period between 1965 and 1970.

DC 621.762 :614.8 :628.5

Herşcovici P. : **Aspects concerning labour protection, safety and hygiene in some of powders metallurgy tehnologies.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 12, p. 694–697

The work comprises the general aspects of labour protection and safety in the technologies of Fe, Cu, Al powders production in R.S.R.

DC 669.13(498)

Pilly N. : **The cast iron past production in the Poiana Ruscă mountains region.**

Metalurgia 18 (1966), nr. 12, p. 697–703

METALURGIA

ANUL 18
Nr. 12
DECEMBRIE
1966
BUCUREŞTI

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR
ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA

STUDII ŞI CERCETĂRI

CZ 669.18

Contribuţii la studiul elaborării oţelurilor cu proprietăţi superioare

Conf. dr. ing. I. TRIPŞA şi ing. D. COSMA
Institutul de cercetări metalurgice

Din practica mondială, ca şi din studiul proceselor de elaborare, se desprinde concluzia că oţelurile de calitate superioară se pot obţine pe două căi, şi anume : prin aliere şi prin elaborare. Deşi formulată cu mulţi ani în urmă de metalurgi cunoscuţi, printre care Houdremont [1], această idee continuă să fie actuală, concretizîndu-se în punerea la punct a unor metode, care, acţionînd asupra factorilor metalurgici, permit îmbunătăţirea substanţială a calităţii oţelurilor.

Cu toate că noţiunea ,,oţel de calitate'' este complexă şi în lucrările diferiţilor autori i se dau înţelesuri întrucîtva deosebite, se admite unanim că în principiu calitatea oţelului este determinată de compoziţia chimică, de tratamentul termic şi de ,,gradul de perfecţiune''.

Aceasta din urmă reflectă omogenitatea fizică şi chimică, precum şi puritatea oţelului, determinată de absenţa incluziunilor nemetalice, a gazelor şi a elementelor întîmplătoare [2]. Gradul de perfecţiune este funcţie — în primul rînd — de modul în care s-au realizat procesele de elaborare, turnare şi prelucrare a oţelului. Iată de ce cercetătorii metalurgi acordă importanţă studiului acestor procese, căutînd noi mijloace, inclusiv procedee noi de elaborare, care să permită mărirea gradului de perfecţiune a oţelurilor.

De subliniat este de asemenea faptul că noile mărci de oţeluri create în urma cercetărilor prezintă performanţe superioare faţă de oţelurile înlocuite, ceea ce face ca noţiunea de ,,oţel de înlocuire'' să nu mai corespundă.

Crearea unor tipuri perfecţionate de maşini şi utilaje, care funcţionează în condiţii de temperaturi, presiuni şi eforturi mărite, este condiţionată de elaborarea unor oţeluri cu un grad de perfecţiune ce nu poate fi obţinut prin metodele obişnuite de fabricaţie. Pentru rezolvarea unor asemenea probleme se studiază procese moderne de elaborare şi retopire a oţelului în vid, în arc electric, prin bombardare cu electroni sau prin retopire electrică sub zgură. Asemenea procedee îmbunătăţesc substanţial structura şi proprietăţile oţelului, putînd elimina aproape complet defectele specifice unor oţeluri, ca de exemplu segregaţiile de carburi din oţelul de rulmenţi, precum şi retasurile, microporozităţile şi celelalte defecte proprii lingourilor obişnuite de oţel.

Toate aceste consideraţii au stat la baza stabilirii, de mai mulţi ani, ca principală direcţie de activitate a Institutului de cercetări metalurgice, studierea proceselor fizico-chimice care permit mărirea gradului de perfecţiune a oţelurilor elaborate atît prin procedeele obişnuite, cît şi prin noile procedee moderne.

În lucrare se prezintă consideraţiile teoretice şi rezultatele obţinute la ICEM în numai două din multiplele laturi ale problemei influenţei factorilor metalurgici asupra gradului de perfecţiune a oţelurilor, şi anume : creşterea purităţii şi îmbunătăţirea structurii acestora.

Cercetări în vederea măririi purităţii oţelului. După cum s-a arătat, specialiştii consideră că puritatea oţelului este determinată de lipsa incluziunilor nemetalice, a gazelor şi a elementelor întîmplătoare. Influenţa dăunătoare cea mai puternică este atribuită — de obicei — incluziunilor nemetalice, care creînd discontinuităţi în masa metalică au rolul unor concentratori de tensiuni, prezența lor fiind astfel nedorită în special în cazul oțelurilor din care se fac organe de mașini supuse la solicitări alternative, la oboseală ori la uzură.

Din studiul provenienței incluziunilor nemetalice, efectuat cu ajutorul izotopilor radioactivi în diferite țări [3], rezultă că numai 10% din acestea provin din afara procesului de elaborare (căptușeala refractară a cuptorului, a jgheabului, a oalei de turnare etc.), iar 90% sînt endogene, adică se formează în urma proceselor fizico-chimice care se desfășoară în oțelul lichid sau în curs de solidificare. Repartizarea acestor incluziuni în oțel nu are un caracter arbitrar și, ca urmare, caracterizează întreaga masă de oțel.

Cercetările au dovedit că formarea incluziunilor endogene în oțel este un proces complex de germinare, creștere, coagulare și decantare, determinat în parte de probabilitatea fluctuațiilor de energie și concentrație. Asemenea procese pot avea loc, în principal, în trei perioade ale procesului de elaborare și turnare a oțelului topit:

1) în perioada de oxidare a elementelor însoțitoare — în special siliciu, mangan, fosfor — ce se suprapune procesului de topire sau urmează imediat după topirea completă a șarjei. Incluziunile rezultate reușesc — aproape întotdeauna — să se decanteze datorită timpului îndelungat disponibil pînă la turnare și solidificare. Nerămînînd în oțel, ele nu dăunează calității acestuia;

2) în perioada desulfurării și în cea a dezoxidării oțelului în cuptor, în oala de turnare sau în lingotieră;

3) în cursul proceselor de oxidare secundară datorită acțiunii atmosferei oxidante, în special în timpul evacuării și turnării oțelului.

Incluziunile rezultate în ultimele două perioade nu reușesc să se decanteze complet și sînt prinse în masa oțelului ce se solidifică.

Pentru a micșora gradul de impurificare a oțelului se acționează atît în vederea reducerii numărului de incluziuni formate, cît și pentru accelerarea procesului de decantare; în cazuri speciale se recurge la topirea oțelului prin procedee speciale, uneori repetate ori combinate între ele. Se urmărește, de asemenea, ca incluziunile rămase în oțel să aibă forma și repartiția cea mai puțin dăunătoare calității acestuia.

Cercetările întreprinse la ICEM au confirmat concluzia cunoscută că numărul incluziunilor formate poate fi redus prin micșorarea conținutului de oxigen și sulf, dat fiind că cele mai multe incluziuni sînt oxidice sau sulfidice. Astfel, la elaborarea și turnarea oțelului în vid, sau în cazul dezoxidării prin difuzie, cînd conținutul de oxigen din oțel este mai mic decît în mod obișnuit, numărul incluziunilor oxidice formate și deci conținutul lor în oțelul finit este sensibil mai mic. Rezultate deosebit de interesante s-au obținut din acest punct de vedere în cazul experimentării la ICEM a proceselor de retopire electrică sub zgură și în arc sub vid. Astfel, în figura 1 (*1* — oțel inițial; *2* — oțel retopit, parte extrasă; *3* — oțel retopit, parte neextrasă) se prezintă frecvența cîmpurilor punctajului maxim de incluziuni, pentru oțelul de rulmenți, obținut în cuptorul electric bazic și după procesul de retopire electrică sub zgură [4]. Se constată o creștere apreciabilă a purității oțelului.

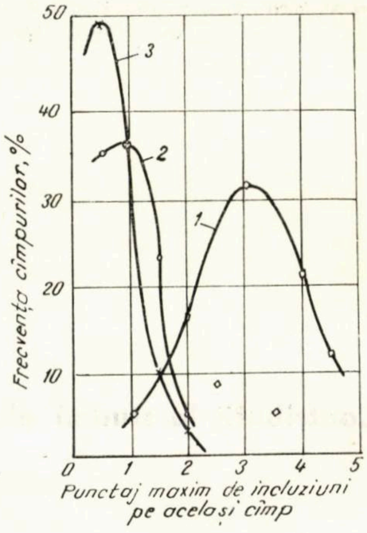


Fig. 1

Acțiunea similară, dar mai puțin avansată, a procesului de retopire în arc și vid pentru oțelul aliat cu 12% Cr se prezintă în figura 2, *a* [5]. În alte cazuri însă, retopirea oțelului în arc și vid are o eficiență relativ mai mare decît retopirea electrică sub zgură asupra conținutului de incluziuni nemetalice. Pentru a explica această variație a rezultatelor, s-a studiat acțiunea celor două procedee de retopire, diferențiat pentru incluziunile sulfidice pentru oțelul de rulmenți (fig. 2, *b*) și cele oxidice pentru oțelul de rulmenți (fig. 2, *c*). Se poate trage concluzia că la retopirea electrică sub zgură se reduce în mare măsură conținutul de incluziuni sulfidice, iar la retopirea în arc și vid se reduce mai ales conținutul de

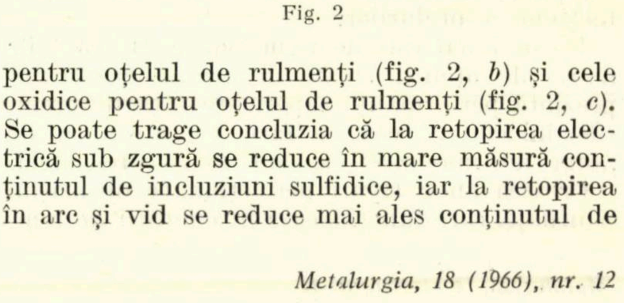


Fig. 2

incluziuni oxidice. Aceste rezultate se datoresc reducerii conținutului de sulf cu 30–40% din valoarea inițială, datorită acțiunii puternic desulfurante a zgurei, la primul procedeu, și — respectiv — reducerii similare a conținutului de oxigen, precum și disocierii incluziunilor oxidice sub acțiunea arcului electric, la cel de-al doilea procedeu.

Aceste date permit să se aprecieze deosebita eficiență a procedeelor de retopire în ceea ce privește mărirea gradului de puritate a oțelului și să se intrevadă noi posibilități de acționare în această direcție prin împiedicarea proceselor de oxidare secundară la evacuarea și turnarea oțelurilor elaborate în agregate obișnuite. Valorificarea acestor posibilități reprezintă un domeniu interesant și de perspectivă al cercetării metalurgice.

Concepțiile cercetătorilor privind posibilitatea reducerii conținutului de incluziuni prin accelerarea decantării lor au suferit în ultimul timp unele schimbări însemnate. Astfel, de circa 40 de ani se consideră, pe baza legii lui Stockes, că decantarea incluziunilor se face cu atît mai repede, cu cît incluziunile sînt mai mari. De aceea, se acționa astfel, încît să se obțină incluziuni cu punct scăzut de topire, care, fiind lichide în oțelul topit, se coagulează în particule de dimensiuni mari. Ca urmare se practică și astăzi — cu unele rezultate corespunzătoare — folosirea dezoxidanților complecși, care permit să se obțină incluziuni de silicați cu punct relativ scăzut de topire.

Date experimentale mai noi (fig. 3 : *1*—750 kg silicomangan ; *2*—1 000 kg ferosiliciu ; *3*—500 kg silicomangan conținînd și aluminiu ; *4*—500 kg feroaluminiu) dovedesc că cel mai repede decantează însă incluziunile de oxid de aluminiu, care — după legea lui Stockes — ar fi trebuit să decanteze încet, deoarece au dimensiuni foarte mici (20—30 μ față de 100—150 μ la incluziunile de silicați de mangan sau de fier). Fenomenul se explică prin existența în oțelul topit, aflat în oala de turnare sau în lingotieră, a unor factori al căror efect depășește valoric viteza ascensională a incluziunilor, rezultată din legea lui Stockes. Acești factori sînt convecția termică și travaliul consumat la îndepărtarea incluziunilor. În cazul oxizilor de aluminiu valoarea acestui travaliu este mică din cauza tensiunii lor superficiale foarte mari. De altfel, și valoarea travaliului pentru formarea incluziunilor nemetalice depinde de valoarea tensiunii interfazice incluziune — oțel lichid, ceea ce rezultă de exemplu din formula lui Volmer [6] care arată că ΔG_{et} — travaliul de formare a incluziunilor în sisteme eterogene (caz mai apropiat de cel al oțelului lichid) reprezintă un produs între ΔG_{omog} — travaliul consumat în sisteme omogene și o funcție trigonometrică (avînd întotdeauna o valoare subunitară) în care intervine, ca variabilă, unghiul de umectare :

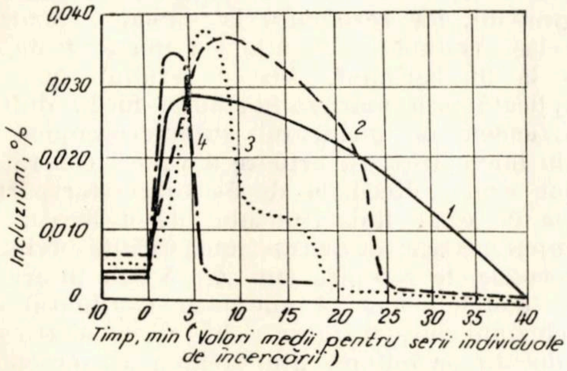


Fig. 3

$$\Delta G_{et} = \Delta G_{omog} \times \frac{1}{4}(2 + \cos\theta)(1 - \cos\theta)^2.$$

Prin urmare, formarea incluziunilor nemetalice este mai ușoară în sistemele eterogene decît în cele omogene, deoarece are loc pe suprafețe preexistente, nemaifiind necesară apariția germenilor tridimensionali, ci numai a celor bidimensionali.

Influența tensiunii superficiale asupra formării incluziunilor nemetalice în oțel poate fi apreciată după datele prezentate în tabela 1 [7], din care rezultă că cu creșterea tensiunii interfazice σ scade valoarea travaliului de formare ΔG și raza critică r a incluziunilor de oxizi de siliciu și fier la temperatura de 1536°C. Astfel de date au fost publicate și pentru alte sisteme, de exemplu pentru Fe-O-Al.

Tabela 1

Incluziuni de SiO_2 (*s*)			
$\sigma_{SiO_2 - Fe}$, erg/cm²	1 000	1 300	1 500
ΔG, kcal/g mol	– 19,2	– 27,7	– 35,2
r, Å	6,2	5,6	5,1

Incluziuni de FeO (*l*)		
$\sigma_{FeO - Fe}$, erg/cm²	250	500
ΔG, kcal/g mol	– 1,5	– 4,2
r, Å	12,8	9,1

Din asemenea date rezultă noi posibilități practice de influențare a procesului de formare și îndepărtare a incluziunilor nemetalice, precum și a formei și repartizării incluziunilor rămase în oțelul solidificat. Rezultă a fi avantajoasă conducerea procesului de elaborare în așa fel, încît să se formeze incluziuni cu tensiuni interfazice mari, deci de dimensiuni mici și formă sferică, avînd o temperatură relativ ridicată de topire, care, în cazul rămînerii în oțelul solidificat, se vor găsi în interiorul grăunților de oțel și — ca urmare — sînt mai puțin dăunătoare proprietăților mecanice (fig. 4, *a*), pe cînd incluziunile cu tensiuni interfazice mici și cu temperatură scăzută de topire capătă dimensiuni mari și forme alungite, fiind amplasate în oțelul solidificat pe marginea grăunților și, deci, mai dăunătoare proprietăților mecanice (fig. 4, *b*).

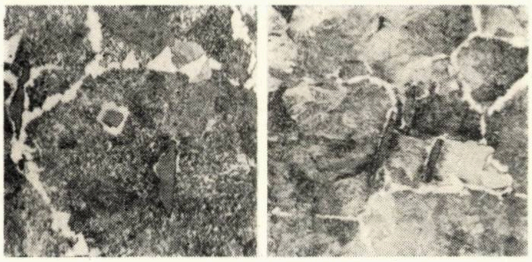

a *b*

Fig. 4

Din cercetările ICEM rezultă, de asemenea, concluzia că forma, mărimea și repartizarea incluziunilor nemetalice depind și de materialele folosite pentru aliere. Astfel, la alierea cu titan aluminotermic, incluziunile de carbonitruri de titan sînt mici și uniform repartizate, în timp ce la folosirea ferotitanului cu conținut mare de carbon, ele sînt mari și aglomerate. Introducerea a 0,06% N în oțelul aliat cu 12% Cr și 0,25 % Nb duce la repartizarea uniformă a carbonitrurilor de niobiu, care, fără acest adaos, prezentau aglomerări. Aceasta explică, într-o oarecare măsură, comportarea favorabilă la încercările de fluaj (pentru sarcini de 3 kgf, la 600°C și 10 000 h) a oțelului cu azot [8].

O influență favorabilă asupra procesului de îndepărtare a incluziunilor nemetalice s-a constatat la experimentarea prafurilor termoizolatoare, tip Termicem, la turnarea oțelului calmat.

Ca urmare, rebutul din cauza incluziunilor nemetalice la oțelul de material rulant s-a redus de cîteva ori, ceea ce prezintă o deosebită însemnătate tehnică și economică. Rezultatele obținute se explică în primul rînd prin mărirea duratei de menținere a oțelului lichid în lingotiere [9], ceea ce mărește posibilitatea de decantare a incluziunilor. Pe de altă parte, îndepărtarea incluziunilor în acest caz se datorește și stratului de zgură fluidă ce se formează la suprafața oțelului care poate lua în soluție incluziunile nemetalice ce se ridică din oțel. Prafurile termoizolante asigură, de asemenea, micșorarea adîncimii retasurii (fig. 5) și creșterea scoaterii de oțel, eliminarea defectelor de suprafață ale lingourilor (fig. 6) și eliminarea unor operații ca gudronarea lingotierelor și curățarea lingourilor, reprezentînd astfel un important mijloc de îmbunătățire a calității oțelurilor calmate, elaborate în industria noastră metalurgică.

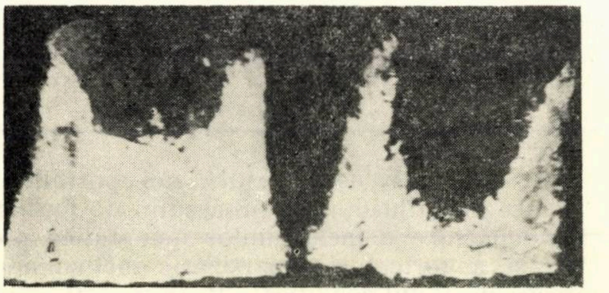


Fig. 5

Se cunoaște că în funcție de conținutul, mărimea și repartizarea incluziunilor nemetalice variază proprietățile mecanice de rezistență, tenacitatea și duritatea oțelului. Datorită măririi purității oțelului cresc valorile plasticității (δ, ψ), ale tenacității (k), precum și ale rezistenței de durată (fluajul, oboseala, uzura etc.). În unele cazuri (de exemplu la oțelul retopit sub zgură sau în arc și vid) se constată în același timp o scădere a proprietăților de rezistență. Astfel, după retopirea la ICEM în arc și vid a unui oțel înalt aliat, în urma căreia s-a redus conținutul de incluziuni oxidice cu circa 50%, a crescut reziliența de la 4,9 la 9,2 kgfm/cm^2, iar rezistența la rupere — pentru același tratament termic s-a micșorat de la 98 la 91 kgf/mm^2. Aceste rezultate pot fi explicate prin mărirea distanței medii dintre particulele de incluziuni submicroscopice și prin micșorarea, ca urmare a valorii generatorilor Franck Reed la depășirea acestor particule de către linia frontului de dislocații în timpul încercărilor de tracțiune. Cu alte cuvinte, procesele de retopire sub zgură sau în arc și vid a oțelului pot să micșoreze conținutul de incluziuni corespunzător reducerii densității de dislocații pe ramura din dreapta a cunoscutei reprezentări grafice (fig. 7) a variației rezistenței în funcție de densitatea dislocațiilor. Pentru reducerea în continuare, sub valoarea critică, a densității de dislocații este necesar să se folosească materiale mai curate, care să fie supuse unor procese de topire zonală repetată. În acest caz (precum și a modificării corespunzătoare a tratamentului termic) se va

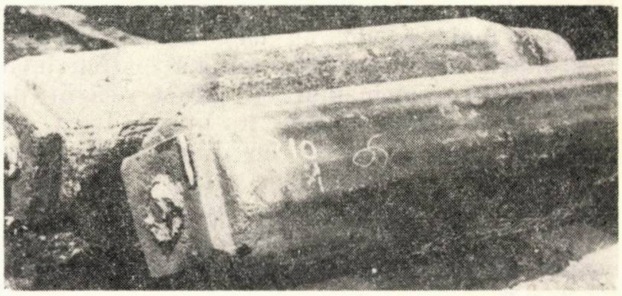


Fig. 6

obține o creștere importantă a valorilor de rezistență, menținîndu-se valorile ridicate ale proprietăților de tenacitate. Aceste probleme pot constitui într-un viitor mai îndepărtat interesante domenii de cercetare.

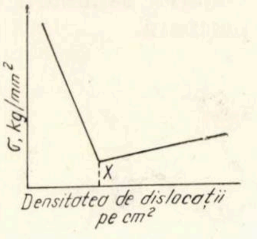


Fig. 7

Cercetări pentru îmbunătățirea structurii oțelului prin influențarea condițiilor de solidificare. Macro- și microstructura reprezintă importante pîrghii de influențare asupra calității oțelurilor. De obicei, se recurge la modificarea lor prin tratamente termice, domeniu vast al cercetării metalurgice, care iese însă din cadrul acestei lucrări. Rezultatele obținute prin tratamente termice depind însă în mare măsură de structura primară, de turnare, a oțelului, care poate fi influențată cu ajutorul unor factori ai procesului de solidificare. O primă mare problemă în acest domeniu, în special pentru oțelurile aliate, este asigurarea unei zone cît mai reduse de transcristalizare. Această problemă poate fi rezolvată în condiții industriale de turnare prin creșterea vitezei de cristalizare, datorită măririi diferenței dintre gradientul de temperatură al porțiunii de oțel în curs de solidificare $\left(\frac{\delta t_s}{\delta x}\right)$ și gradientul de temperatură al oțelului rămas încă lichid $\left(\frac{\delta t_l}{\delta x}\right)$, conform ecuației simplificate a vitezei de solidificare :

$$\frac{ds}{dz} = \frac{1}{W\gamma}\left[\left(\frac{\delta\, t_s}{\delta\, x}\right)\lambda_s - \left(\frac{\delta}{\delta x}\right)\lambda\, e\right],$$

unde :

$\frac{ds}{dz}$ este viteza de solidificare (ds este grosimea stratului solidificat în timpul dz);
W — căldura de solidificare;
γ — greutatea specifică;
$\lambda_{s,\,l}$ — conductibilitatea termică a oțelului solid (s) și lichid (l).

Rezultatele obținute privind întinderea zonei la transcristalizare (%) pentru oțelul cu 12% Cr în funcție de variația temperaturii de turnare (gradientul de temperatură a oțelului lichid) și a grosimii peretelui lingotierei (gradientul de temperatură a oțelului în curs de solidificare) sînt prezentate în tabela 2.

Tabela 2

Lingotiera		Temperatura de turnare, °C
Cu pereți groși, mm	Cu pereți subțiri, mm	
75–80	70	1 620
50	25–30	1 580
30	15	1 540

Din rezultatele prezentate se constată, în primul rînd, că zona de transcristalizare se micșorează cu scăderea temperaturii de turnare și cu micșorarea grosimii pereților lingotierei și, în al doilea rînd, rolul mult mai puternic al temperaturii oțelului lichid comparativ cu grosimea pereților lingotierei.

Asupra transcristalizării se poate acționa și cu ajutorul modificatorilor de ordinul I sau II. Primii creează germeni suplimentari de cristale primare (de exemplu vanadiul) care contribuie la mărirea frontului de cristalizare prin micșorarea travaliului de formare a suprafeței de separare dintre matricea lichidă și germenii suplimentari, care joacă rolul unor suprafețe anizotrope preexistente. Ceilalți modificatori, ca, de exemplu, silicocalciul, frînează în mod mecanic creșterea cristalelor datorită formării unor pelicule stabile în jurul cristalelor.

În multe cazuri, însă, măsurile amintite anterior sînt insuficiente pentru asigurarea unei structuri fine, compacte și omogene. În asemenea cazuri este necesar să se recurgă la procedeele moderne de retopire și solidificare a oțelului în cristalizoare.

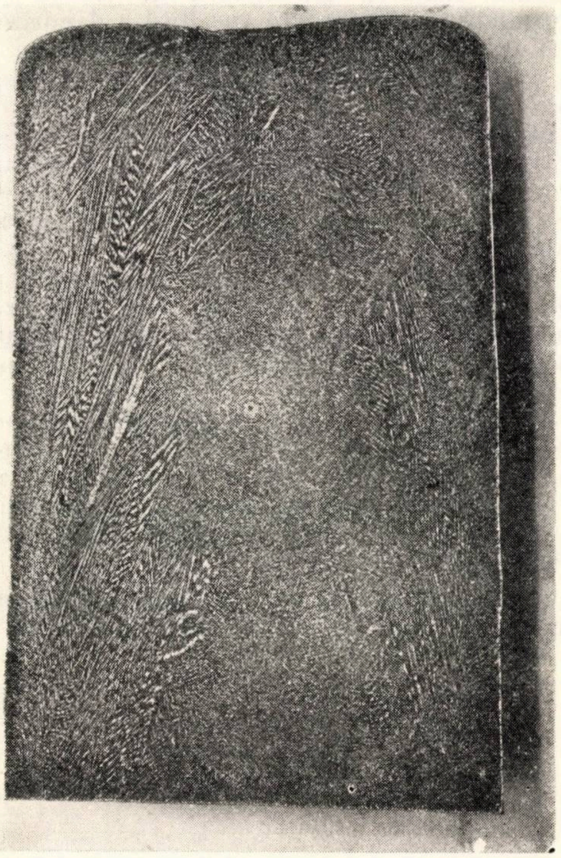


Fig. 8

Aceste procedee se caracterizează prin faptul că topirea oțelului, sub formă de electrod consumabil, și solidificarea lingoului au loc simultan, în timpul cristalizării menținîndu-se deasupra lingoului în formare o baie de oțel lichid de mică adîncime. Aceasta favorizează obținerea unor lingouri de compactitate superioară caracterizate printr-un volum mic al retasurii și prin lipsa porozităților. Transmiterea atît a căldurii de cristalizare, cît și a celei de supraîncălzire se face prin pereții și fundul cristalizorului, însă datorită fluxului de căldură primită continuu în partea superioară a lingoului — prin retopirea electrodului consumabil — se asigură dirijarea cristalizării de jos în sus, obținîndu-se o orientare specifică a dendritelor sub un mic unghiu față de axa lingoului (fig. 8), în timp ce la solidificarea oțelului în lingotiere obișnuite orientarea dendritelor este orizontală [4].

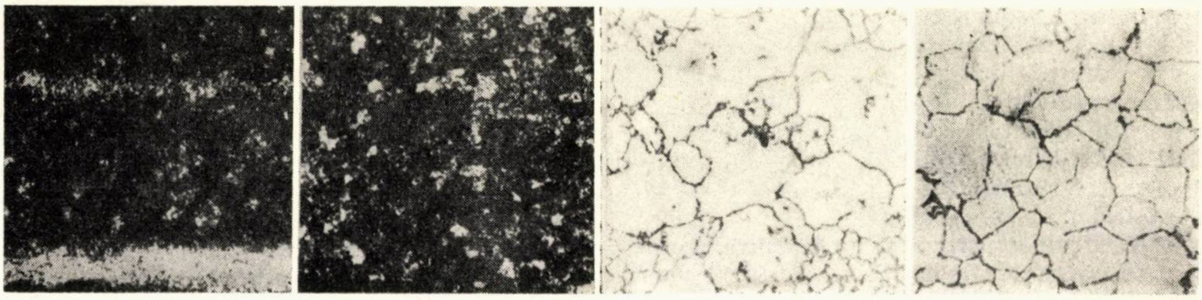

a *b* *c* *d*

Fig. 9

Datele experimentale arată că greutatea volumică a oțelului obținut prin aceste procedee de retopire crește cu aproximativ 0,030 g/cm^3, ceea ce reprezintă 0,4%.

În procedeele de retopire, concomitent cu solidificarea dirijată, are loc și o cristalizare cu viteze mari, ceea ce asigură obținerea unor oțeluri cu segregații mici și cu granulații uniforme.

În figurile 9, *a* și 9, *b* se prezintă segregația de carburi într-un oțel de rulmenți, obținut în condiții industriale (*a*) și același oțel, după retopirea sub zgură (*b*). Se remarcă distribuția uniformă a carburilor în oțelul solidificat în cristalizor.

În figurile 9, *c* și 9, *d* se prezintă aspectul granulației austenitice a aceluiași oțel de rulmenți înainte și după retopirea electrică sub zgură.

Se remarcă o granulație uniformă la oțelul retopit (*d*), comparativ cu oțelul inițial (*c*).

Rezultatele obținute au scos în evidență existența unor mari rezerve de proprietăți ale oțelurilor, pentru a căror valorificare este necesară continuarea și adîncirea cercetărilor în vederea asimilării unor oțeluri de calitate superioară.

BIBLIOGRAFIE

[1] Houdremont E. *Handbuch der Sonderstahlkunde.* Ed. 3, Berlin, Springer Verlag, 1956.

[2] Rău A. *Considerații asupra criteriilor pentru aprecierea calității oțelurilor de construcții.* Cercetări metalurgice, vol. 8, 1966, p. 32.

[3] Richardson H. M. *The use of radioisotopes to trace the origin of oxide inclusion in steel.* Silicates Industriels XXX, nr. 10, 1965, p. 557–566.

[4] Tripșa I. și Costescu M. *Cercetări privind influența retopirii electrice sub zgură asupra calității oțelului de rulmenți.* Studii și cercetări de metalurgie, vol. 11, nr. 1, 1966, p. 33–44.

[5] Tripșa I., Cosma D. și Stricker K. *Verbesserung der Stahlsqualität durch das Vakuum-Lichtbogen Schmelzverfahren und das Elecktro-schlacke-Schmelzverfahren.* Lucrare prezentată la Colocviul internațional din Freiberg, 1966.

[6] Volmer M. Z. Elecktrochem, nr. 35, 1959, p. 555·

[7] Turpin M. L. și Elliott J. F. Journal of the Iron and Steel Institute, vol. 204, 1966, partea a 3-a, p. 217–225.

[8] Cosma D. ș.a. *Considerații privind obținerea unui oțel refractar ferito-martensitic pentru paletele de turbină cu gaze.* Metalurgia și Construcția de mașini, nr. 7, 1962.

[9] Deică N. ș.a. *Îmbunătățirea calității lingourilor de oțel prin utilizarea unor materiale termogene sau termoizolante.* Cercetări de metalurgie, vol, 8, 1966.

CZ 621.741.3 : 621.771.2

Considerații asupra turnării cilindrilor de laminor cu crustă dură din fontă tratată cu magneziu

Ing. TR. DUMITRESCU, dr. ing. L. SOFRONI, dr. ing. C. COSNEANU,
Ministerul Industriei Metalurgice Institutul de cercetări metalurgice
ing. I. TOMA și ing. I. STĂLINESCU
Uzinele „Oțelul roșu”

Mărirea duratei de exploatare a cilindrilor cu crustă dură folosiți la laminoarele de tablă (în prezent la cajele degrosisoare și finisoare, iar în viitor și la cele polizoare și dresoare), la laminoarele de benzi (cajele finisoare), precum și la laminoarele de țevi (cilindrii netezitori) reprezintă o problemă actuală, ținînd seamă de consumul încă ridicat de cilindri pe tona de laminate.

Cercetările efectuate în ultimul timp arată că durabilitatea cilindrilor poate fi îmbunătățită prin creșterea rezistenței la uzură, la oboseală și la șoc termic a fontei din crustă dură, precum și prin mărirea rezistenței la tracțiune, la încovoiere și la șoc mecanic a fontei din miezul cilindrului, folosind pentru turnare fontă tratată cu magneziu.

În lucrarea de față se fac unele considerații asupra influenței magneziului asupra structurii și proprietăților fontei pentru cilindri cu crustă dură, precum și asupra posibilității turnării acestor cilindri din fontă modificată cu magneziu.

Tratarea fontei cu 0,1—0,3% Mg și asigurarea prin aceasta a unui conținut remanent de 0,03—0,06% Mg în fontă determină finisarea structurii primare și anume mărirea numărului dendritelor de austenită și cel al coloniilor de ledeburită. Repartizarea acestora, în condiții identice de turnare, este mai uniformă în fontele tratate cu magneziu decît în fontele obișnuite.

În afară de aceasta, magneziul determină mărirea gradului de dispersie a perlitei.

Se poate afirma că pentru durități practic similare, finisarea structurii primare și secundare determină micșorarea sensibilă a fragilității și creșterea pronunțată a valorii proprietăților de rezistență la oboseală și la uzură a crustei dure.

Este de menționat că în prezența magneziului cementita eutectică este în general mai puțin stabilă decît cementita formată în absența magneziului. La răcirea fontei în intervalul subeutectic, o parte din cementita din crustă se descompune cu formare de separări mici și, în unele cazuri, numeroase de grafit (fig. 1). Aceasta constituie un aspect negativ al folosirii magneziului și evitarea lui implică măsuri suplimentare, nestăpînite încă pe deplin.

Din acest motiv, se poate considera că, pentru obținerea cilindrilor cu crustă dură, este necesară alierea fontei cu elemente care să mărească stabilitatea cementitei în timpul răcirii cilindrilor în forme, după solidificare.

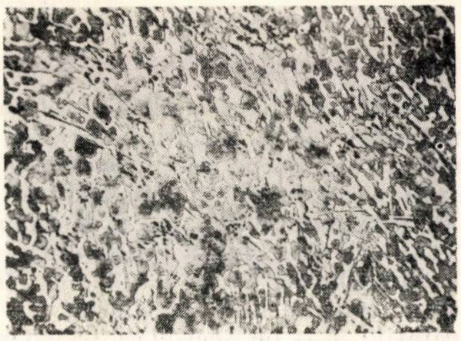


Fig. 1

O problemă încă insuficient cunoscută în cazul cilindrilor cu crustă dură, turnați din fontă tratată cu magneziu, o constituie stabilitatea cementitei în condițiile de temperatură și de tensiuni mecanice complexe, în care lucrează acești cilindri.

La turnarea cilindrilor cu crustă dură din fontă cu compoziția obișnuită (cca. 3%C și cca. 0,5% Si) tratată cu magneziu, se constată o tendință de albire a fontei, deosebit de pronunțată, datorită efectului antigrafitizant al magneziului.

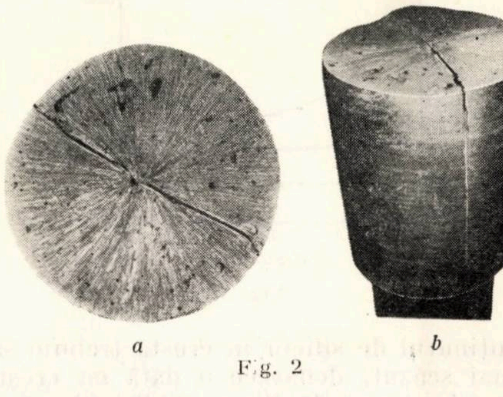


Fig. 2

Acești cilindri prezintă, în cele mai multe cazuri, o proporție ridicată de cementită liberă pe toată secțiunea tăbliei (fig. 2, *a* — secțiunea unui cilindru cu diametrul de 650 mm și lungimea tăbliei de 1 300 mm). Datorită tensiunilor interne mari de solidificare și răcire, precum și fragilității structurii, în cilindri iau naștere crăpături longitudinale (fig. 2, *b*).

Pentru obținerea crustei dure cu adîncimea prescrisă (15—20 mm) și cu durabilitate ridicată în exploatare, precum și pentru obținerea miezului și fusurilor cilindrilor cu structura masei metalice de bază perlitică, este necesar ca din turnare să se asigure o variație a conținutului de siliciu pe secțiunea tăbliei cilindrului : la periferia ei, în crusta dură, siliciul să fie de maximum 0,5% (ca și în cazul cilindrilor turnați din fontă obișnuită), iar în miezul cilindrilor să fie de 2,5—2,5% (fig. 3, *a* — variația conținutului de siliciu ; *b* — variația durității : *1* — pe secțiunea transversală a tăbliei ; *2* — pe secțiunea transversală a fusurilor).

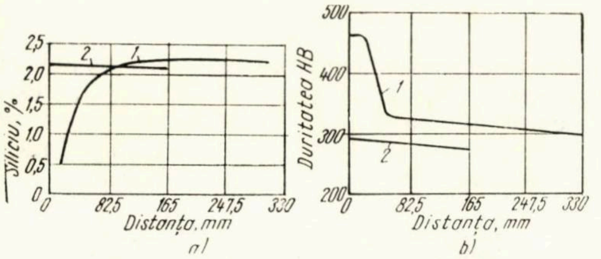


Fig. 3

În felul acesta este posibilă obținerea unei cruste cu duritatea ridicată (420—450 HB) și a unor fusuri și rozete cu duritatea scăzută (200—260 HB), conform prescripțiilor din standarde.

Rezultă că repartizarea siliciului și a durității la cilindrii din fontă cu magneziu este sensibil diferită față de cea de la cilindrii obișnuiți cu crustă dură (fig. 4, notațiile fiind aceleași ca și la fig. 3).

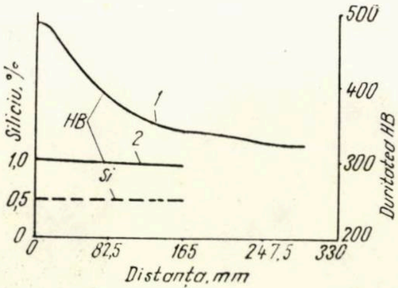


Fig. 4

Conținutul de siliciu în crustă trebuie să fie cît mai scăzut, deoarece o dată cu creșterea lui se micșorează duritatea tăbliei (fig. 5, *a* — în partea inferioară ; *b* — în partea superioară).

Conținutul de siliciu în fusuri și rozete trebuie să fie mai mare de 2% pentru a se obține duritatea necesară de 220—260 HB (fig. 6 : *a* — rozeta superioară ; *b* — fusul superior).

Variația conținutului de siliciu, arătată în figura 3, se realizează prin folosirea pentru turnarea cilindrului a două fonte : fontă primară, cu siliciu scăzut (sub 0,5% Si), pentru obținerea crustei dure, și fonta secundară, cu siliciu ridicat (5—6% Si), pentru obținerea miezului. Tehnologia de turnare este descrisă în lucrarea [2].

Ridicarea conținutului de siliciu în fonta pentru miez se poate obține în două feluri :

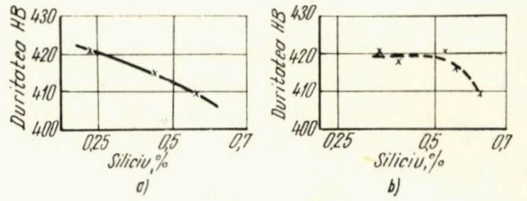


Fig. 5

fie prin adăugarea ferosiliciului în fonta cu conținutul scăzut de siliciu în timpul turnării, fie prin folosirea unei fonte silicioase, elaborată special.

Folosirea ferosiliciului asigură rezultate satisfăcătoare în cazul cilindrilor mari pentru tablă, însă mai puțin satisfăcătoare, în cazul cilindrilor mici (cu greutatea de maximum 8 t) [2]. Ferosiliciul adăugat în proporție de 4—8% din greutatea cilindrului nu se dizolvă uniform în perioada scurtă (de 100—180 s) a procesului de turnare a fontei lichide care, din motive tehnologice, are temperatura relativ scăzută (1 250—1 300°C).

În aceste condiții, în ruptura miezului cilindrilor apar numeroase zone dure în care siliciul este sub 1%, în alternanță cu zone cu duritatea scăzută, în care conținutul de siliciu depășește chiar 4%, iar separările de grafit au dimensiuni mari.

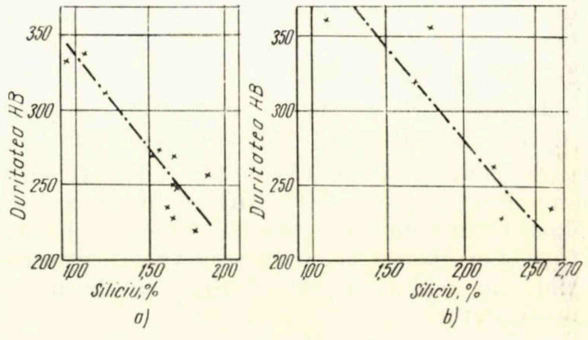


Fig. 6

Datorită neomogenității siliciului pe înălțimea și secțiunea cilindrului, proprietățile fizico-mecanice ale fontei se obțin, de asemenea, neuniforme, ceea ce influențează negativ durabilitatea în exploatare a cilindrilor.

În prezenta lucrare sînt expuse rezultatele unor experimentări efectuate pe linia folosirii fontelor silicioase pentru mărirea conținutului de siliciu în miezul cilindrilor, literatura de specialitate neconținînd informații concrete în această problemă.

Pentru obținerea crustei dure au fost folosite fonte elaborate în cuptoare cu vatră, cu capacitatea de 8 t, avînd compoziția obișnuită: 0,4—0,6% Si; 2,98—3,10% C; 0,6—0,85% Mn; 0,3—0,5% P; 0,4—0,6% Cr și 0,06—0,075% S.

Prin modificarea fontei cu 0,25—0,3% Mg (introdus cu ajutorul unor clopote) s-a obținut un conținut de magneziu remanent cuprins între 0,25 și 0,065%. Conținutul de sulf a fost redus în general sub 0,025%. Durata de reacție a magneziului a variat între 0,5 și 1,2 min. Temperatura de turnare a fontei a fost de 1 250—1 270°C.

Fonta silicioasă a fost elaborată într-un cuptor rotativ de 1,5 t. Conținutul de siliciu a fost variat între 4,08 și 7,43%. După cum era de așteptat, o dată cu creșterea siliciului scade conținutul de carbon (fig. 7). Conținutul de mangan a variat între 0,85 și 1,05%, cel de fosfor — între 0,032 și 0,048%.

Tehnologia de turnare constă în umplerea formei pînă la 1/3 din înălțimea fusului superior cu fontă săracă în siliciu și tratată cu magneziu, oprirea turnării timp de 40—100 s și continuarea turnării cu fontă silicioasă, pînă la umplerea completă a cilindrului (fusului și rozetei superioare). Prin amestecarea celor două fonte mult deosebite în ceea ce privește conținutul de siliciu, în miezul cilindrului se obține o fontă cu conținut de carbon cuprins între 2,8 și 3,0%, iar cel de siliciu, între 2,0 și 2,5%, avînd după solidificare gradul necesar de grafitizare.

Încercările au arătat că nu este necesară tratarea cu magneziu a fontei silicioase, deoarece prin amestecarea acesteia, în proporție de maximum 40%, cu fonta primară duce la obținerea unei fonte finale cu grafit nodular [3].

Proporția de fontă silicioasă adăugată trebuie să fie cu atît mai mică, cu cît conținutul de siliciu este mai ridicat (fig. 8).

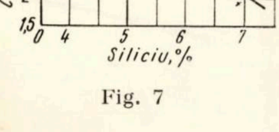


Fig. 7

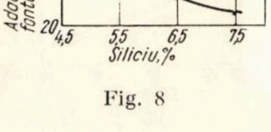


Fig. 8

Experimental s-a constatat că în cazul folosirii fontelor silicioase conținutul de siliciu nu trebuie să depășească 5,5%, deoarece la conținuturi mai ridicate de siliciu nu se poate realiza repartizarea lui uniformă pe secțiunea și înălțimea cilindrilor și prin aceasta nu se poate obține omogenitatea structurală necesară. Ca urmare, cilindrii turnați se caracterizează în general printr-o fragilitate pronunțată a miezului.

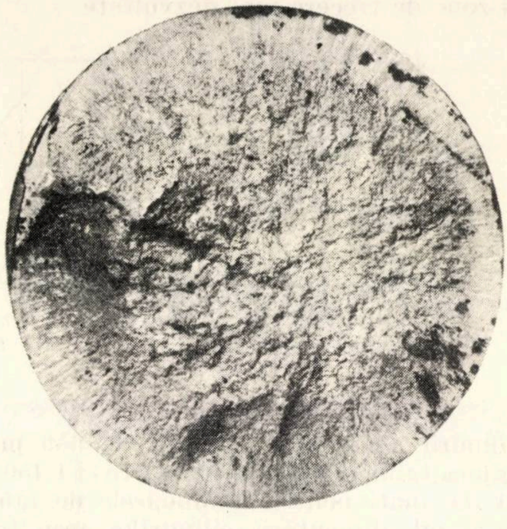


Fig. 9

În figura 9 se arată secțiunea de rupere a unui cilindru la turnarea căruia s-a folosit o fontă cu 7,12% Si, în care se văd zone cu grade diferite de grafitizare.

Pe de altă parte, folosirea unei fonte cu siliciu mai scăzut de 5,0% (deci în proporție mai mare, fig. 8), determină micșorarea conținutului de carbon în miezul, fusurile și rozetele cilindrilor (fig. 10, *a* — rozeta inferioară; *b* — fusul inferior; *c* — rozeta superioară și *d* — fusul superior), deci determină micșorarea gradului de saturație a fontei și prin aceasta mărirea dimensiunilor grăunților eutectici. Acest lucru este cauzat, de asemenea, și de viteza mai mică de solidificare a fontei din miezul cilindrului datorită temperaturii ridicate a fontei silicioase, impusă de tehnologia de turnare (evitarea înghețării fontei în sifon) și de viscozitatea mai mare a fontei aliate cu siliciu.

Rezultatele cele mai bune s-au obținut în cazul folosirii unei proporții de 30% fontă silicioasă cu 5,0% Si.

Structura și proprietățile fizico-mecanice ale fontei din miezul cilindrului (în secțiunea tăbliei, fusurilor și rozetelor) sînt de asemenea influențate de modul de alimentare a cilindrului cu fontă silicioasă.

Pentru lămurirea influenței acestui factor s-au efectuat experiențe de alimentare a cilindrului prin fus (fig. 11, curba *1*) și prin rozetă (fig. 11, curba *2*) și de turnare a fontei silicioase (după solidificarea crustei dure) fără întrerupere (fig. 12, curba *1*) și cu două—trei întreruperi a cîte 30 s, urmate de turnare cu debit mic (fig. 12, curba *2*).

În figura 12, curba *1* reprezintă viteza de turnare a fontei cu conținut mic de siliciu. S-a presupus că turnarea cu întreruperi va favoriza repartizarea mai uniformă a siliciului pe înălțimea cilindrului, precum și formarea unei zone de trecere mai dezvoltate.

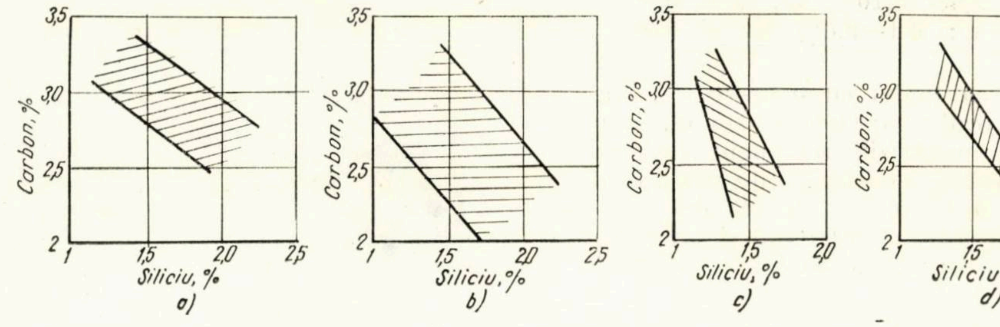


Fig. 10

Cilindrii au avut diametrul de 650 mm și lungimea tăbliei cuprinsă între 815 și 1 450 mm, fiind destinați pentru laminoarele de tablă.

În cazul alimentării cilindrilor prin fus se constată un grad mic de asimilare a siliciului în rozeta inferioară, în comparație cu rozeta superioară (fig. 13, *a*), ceea ce duce la obținerea cementitei libere în această zonă și în consecință la ruperea frecventă a rozetelor inferioare în timpul exploatării cilindrilor.

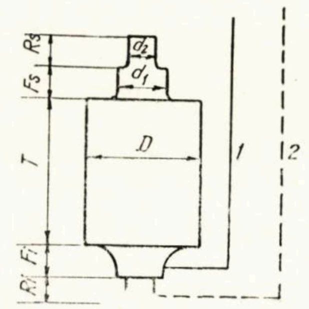


Fig. 11

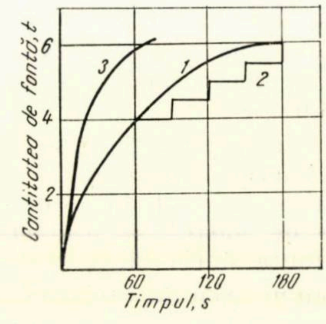


Fig. 12

Asimilarea siliciului în rozeta inferioară este mai ales mică la turnarea întreruptă a fontei silicioase, cînd conținutul de siliciu este de două—trei ori mai mic decît în rozeta superioară. Acest lucru indică că la turnarea întreruptă a fontei cu debit mic, în absența unei forțe centrifuge pronunțate, fonta silicioasă, datorită greutății specifice mai scăzute, se ridică prin miezul lichid al cilindrului în partea superioară, fără să aibă loc difuzia și omogenizarea siliciului în întregul volum al fusului și al rozetei inferioare.

Difuzia siliciului este scăzută datorită și temperaturii coborîte a fontei inițiale cu conținut scăzut de siliciu.

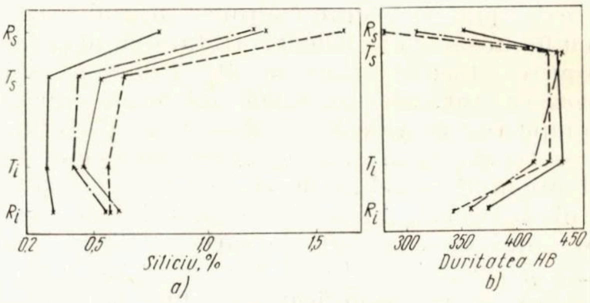


Fig. 13

Ca urmare a neomogenității siliciului, duritatea fontei în rozeta inferioară este cu mult mai mare, în comparație cu duritatea rozetei superioare (fig. 13, *b*).

Alimentarea cilindrului prin rozeta inferioară, prin turnare continuă sau întreruptă, duce la eliminarea în mare măsură a deficiențelor legate de asimilarea siliciului în rozeta și fusul inferior. Din figurile 14, *a* și 14, *b* rezultă că se realizează valori practic identice ale

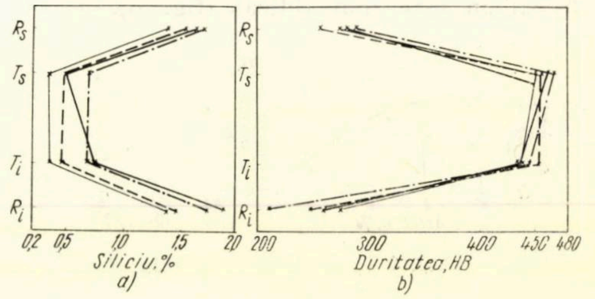


Fig. 14

conţinutului de siliciu şi ale durităţii în cele două rozete ale cilindrului.

Turnarea continuă a fontei silicioase asigură un conţinut mai uniform de siliciu pe înălţimea cilindrului, datorită vitezei de rotaţie mai ridicate a fontei lichide.

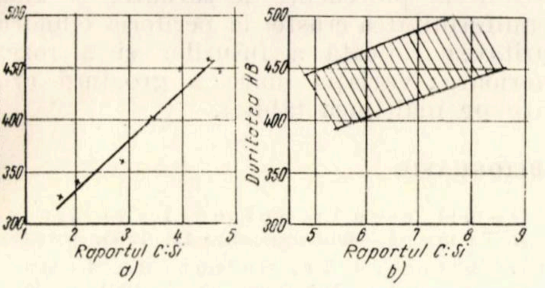


Fig. 15

În aceste condiţii difuzia siliciului şi deplasarea porţiilor de fontă silicioasă în întreg volumul cilindrului se realizează mai uşor. Se poate deci spune că turnarea continuă a fontei silicioase asigură o omogenitate mai mare a compoziţiei chimice şi a structurii pe înălţimea şi secţiunea cilindrului.

Sistemul de turnare influenţează apreciabil şi modul de repartizare a siliciului pe secţiunea rozetei şi mai ales a celei inferioare.

În cazul turnării continue (cu debit mai mare) a fontei silicioase se obţine o variaţie crescîndă a conţinutului de siliciu spre centrul rozetei inferioare, în timp ce la turnarea cu întreruperi conţinutul de siliciu în centrul rozetei este mai mic.

Prin variaţia raportului C : Si se poate regla duritatea tăbliei, a fusurilor şi a rozetelor. Mărirea raportului C : Si determină ridicarea durităţii tăbliei, ceea ce se explică prin creşterea proporţiei de cementită (fig. 15, *a* — partea inferioară a tăbliei ; *b* — partea superioară a tăbliei).

Această influenţă se resimte mai mult la tăblia inferioară, unde viteza de solidificare este mai mare.

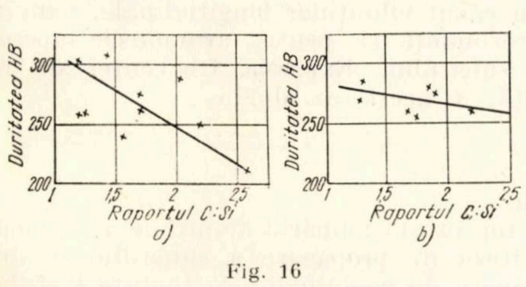


Fig. 16

În cazul fusurilor (fig. 16, *a* — fusuri inferioare ; *b* — fusuri superioare) şi al rozetelor (fig. 17, *a* — rozete inferioare ; *b* — rozete superioare), raportul C : Si este mult mai scăzut şi prin mărirea lui se micşorează duritatea fontei, ca urmare pe de o parte a efectului mai puternic grafitizant al carbonului, cît şi pe de altă parte a gradului mai scăzut de aliere al feritei cu siliciu.

În rozetele şi fusurile superioare (fig. 16, *b* şi 17, *b*) influenţa acestui raport se manifestă mai slab.

Procesul de amestecare a celor două fonte, al căror conţinut de siliciu diferă de circa 10—15 ori, nu are loc în mod deplin nici chiar în cazul

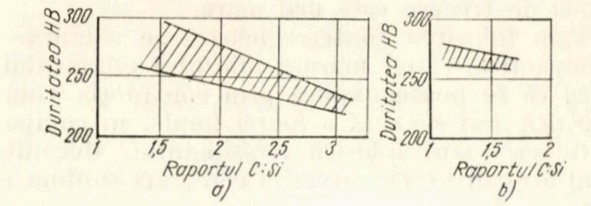


Fig. 17

cînd temperatura de turnare a fontei silicioase este ridicată.

Acest lucru este arătat de variaţia conţinutului elementelor din fontă, a durităţii şi a structurii pe secţiunea şi înălţimea cilindrilor. Astfel, din figura 18 (*1* — rozeta inferioară ; *2* — rozeta superioară ; *3* — fus superior, fiecare punct reprezentînd o medie a patru determinări) rezultă că înspre axa cilindrului conţinutul de magneziu se micşorează.

Din datele prezentate rezultă că turnarea fontei prin rozeta inferioară a cilindrului (la 30—50 mm deasupra bazei acesteia) asigură obţinerea unor fusuri şi rozete ale cilindrilor fără sau cu puţină cementită liberă în structură şi cu durităţi cuprinse între 210 şi 280 HB.

În afară de aceasta, s-a constatat că uniformitatea crustei dure în partea inferioară a tăbliei este mai mare şi că grosimea crustei este mai mică.

La alimentarea cilindrului prin fusul inferior, datorită faptului că alimentatorul tangenţial se găseşte în apropierea părţii inferioare a tăbliei, în timpul operaţiei de turnare a fontei silicioase are loc spălarea parţială a crustei dure deja formate şi ca urmare crusta are în final o grosime neuniformă. Diferenţa dintre grosimea minimă şi maximă a crustei în partea inferioară a tăbliei atinge valori de 10—15 mm.

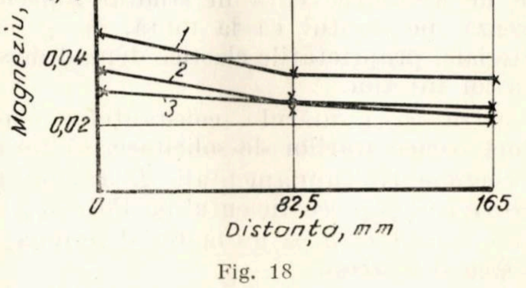


Fig. 18

Tot din aceeași cauză, grosimea crustei dure a tăbliei în partea inferioară este de peste două ori mai mică decît grosimea crustei în partea superioară a tăbliei, iar zona de trecere practic lipsește.

Modul de turnare a cilindrilor cu crustă dură, folosind pentru miez o altă fontă, influențează adîncimea și uniformitatea zonei de trecere, în sensul că la turnarea continuă, uniformitatea zonei de trecere este mai mare.

Prin folosirea fontei silicioase se asigură o compactitate mai mare a miezului cilindrului, ceea ce se poate explica prin contracția volumetrică mai scăzută a fontei finale, în comparație cu cazul folosirii ferosiliciului. Mecanismul acestui proces necesită cercetări suplimentare.

Din cele arătate mai sus rezultă că modul de turnare influențează în primul rînd conținutul de siliciu și, prin aceasta, grosimea crustei dure și zonele de trecere, precum și structura pe înălțimea și secțiunea transversală a cilindrului.

Alimentarea cilindrilor prin rozeta inferioară și turnarea continuă a fontei silicioase asigură eliminarea a trei din defectele constatate la variantele precedente de turnare, și anume: neuniformitatea crustei la periferia cilindrului; duritatea ridicată a fusurilor și a rozetelor inferioare; variația mare a grosimii crustei dure pe înălțimea tăbliei.

BIBLIOGRAFIE

[1] Dumitrescu Tr., Sofroni L., Stălinescu I. și Toma I. Metalurgia, nr. 12, 1965, p. 634—642.
[2] Dumitrescu Tr., Sofroni L., Toma I. și Cosneanu C. Metalurgia, nr. 5, 1961, p. 391—406.
[3] Sofroni L., Văcărescu N. și Toma I. Metalurgia, nr. 10, 1966, p. 559—563.

CZ 669. 131.6

Cercetări privind legătura dintre unele caracteristici ale fontelor cenușii și viteza de propagare a sunetului

Ing. E. DÎMBOIU, ing. P. TUDORAN și ing. I. GIACOMELLI
Institutul politehnic — Brașov

În lucrarea de față sînt prezentate rezultatele cercetărilor efectuate cu ajutorul unei instalații de audiofrecvență, pentru stabilirea legăturii dintre viteza de propagare a sunetului și unele caracteristici ale fontelor. Utilizarea undelor sonore, în locul undelor ultrasonore, prezintă avantajul că absorbția lor de către material este mai mică.

Posibilitatea utilizării metodei electroacustice de audiofrecvență în studiul fontelor se bazează pe faptul că la fontă, ca și la alte materiale, proprietățile elastice depind de structura lor internă.

Pentru ca numărul constantelor elastice, caracteristice stărilor de solicitare, să fie redus la coeficienții fundamentali E (modulul de elasticitate) și μ (coeficientul lui Poisson), fonta a fost considerată ca un material feromagnetic omogen și izotrop.

Din teoria vibrațiilor și din acustică se cunosc relațiile care leagă între ele frecvența de rezonanță, viteza de propagare a sunetului și modulul de elasticitate, pentru cazul barelor din material omogen și izotrop.

Frecvența de rezonanță fundamentală a unei bare din fontă, f, depinde de viteza de propagare a sunetului, lungimea barei și modul de vibrație. Pentru vibrații longitudinale:

$$f = \frac{v}{2l},$$

unde:

v este viteza de propagare a sunetului la vibrații longitudinale;
l — lungimea barei în direcția propagării sunetului.

În cazul vibrațiilor longitudinale, bara intră în rezonanță și pentru armonicele superioare ale sunetului. Expresia frecvenței de rezonanță, în acest caz, devine:

$$f = \frac{nv}{2l},$$

unde:

n reprezintă numărul de ordine al armonicei.

Viteza de propagare a sunetului în fontă, în funcție de modulul de elasticitate E și densitatea ρ fiind $v = \sqrt{\frac{E}{\rho}}$, pentru oscilații longitudinale, frecvența de rezonanță va fi dată de relația:

$$f = \frac{nv}{2l} = \frac{n}{2l}\sqrt{\frac{E}{\rho}}.$$

Prin măsurarea frecvenței de rezonanță și a densității epruvetei de fontă, de lungime cunoscută, se poate determina viteza de propagare a sunetului și modulul de elasticitate al fontei.

Relațiile de mai sus sînt valabile pentru cazul cînd undele elastice se propagă într-o bară ale cărei dimensiuni transversale sînt mult mai mici decît lungimea de undă.

În cazul cînd lungimea de undă este sensibil mai mică decît dimensiunile transversale ale barei, viteza de propagare a undelor elastice este dată de relația:

$$v^{*} = \sqrt{\frac{E(1-\mu)}{(1+\mu)(1-2\mu)}}.$$

În consecință, rezultă că $v^{*} > v$. Relațiile de mai sus sînt valabile pentru cazul cînd epruveta de fontă este încastrată la mijloc (fig. 1: oscilațiile unei bare încastrate la mijloc care dau frecvența de rezonanță fundamentală). În cazul respectiv este reprezentat doar primul mod de vibrație, respectiv acela care dă frecvența de rezonanță fundamentală, bara din figura 1 putînd oscila și pentru armonicele ei impare ($n = 1, 3, 5\ldots$).

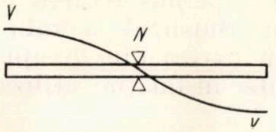


Fig. 1

În corpurile feromagnetice, procesul de propagare a undelor elastice longitudinale produce, o dată cu compresiile și rarefierile periodice, ca urmare a trecerii undei elastice, o reorientare periodică a momentelor magnetice. Fiecare ciclu ,,întindere — compresiune'' va fi însoțit deci de variații ireversibile ale orientării momentelor magnetice ale domeniilor, lucru ce duce la pierderi de energie ale undelor elastice ce se propagă în corpul feromagnetic. Acest fenomen face ca în corpurile feromagnetice amortizarea undelor elastice să fie mai mare decît în alte corpuri.

Spre deosebire de propagarea undelor elastice în corpurile feromagnetice dar nemagnetizate, în corpurile feromagnetice magnetizate, la propagarea undelor elastice nu se produce reorientarea vectorilor de magnetizare, iar amortizarea undelor scade brusc, amplitudinea oscilațiilor crescînd.

Suprapunerea unui cîmp magnetic exterior peste cîmpul magnetic al epruvetei duce la o anumită orientare a domeniilor de magnetizare, din cauza căreia orientarea domeniilor de magnetizare, sub acțiunea undelor elastice, va fi alta decît în lipsa suprapunerii cîmpului magnetic exterior.

Toate acestea duc la concluzia că, în vederea stabilirii legăturii dintre structura fontei și viteza de propagare a sunetului, va trebui ca epruveta să nu fie supusă acțiunii vreunui cîmp magnetic exterior. De asemenea, metodele de excitare și înregistrare a oscilațiilor vor trebui să nu permită variații ale cîmpului magnetic al epruvetei.

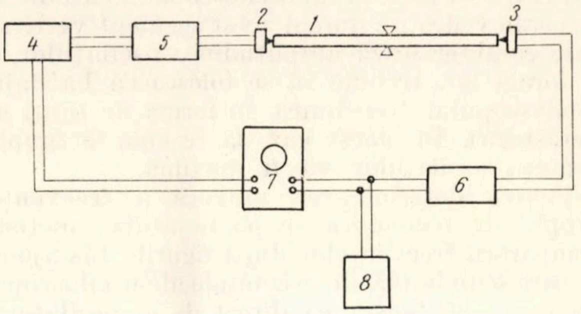


Fig. 2

Schema instalației pentru determinarea mărimilor fizice la vibrații longitudinale ale barei de fontă este redată în figura 2.

După cum rezultă din această schemă, în epruveta *1*, supusă încercării și fixată la mijloc, se generează unde sonore. Oscilațiile de audiofrecvență sînt generate de oscilatorul *4*, care permite și variația frecvenței acestor unde. Din cauza nivelului de ieșire relativ slab din oscilatorul *4*, a fost necesară introducerea în schemă și a amplificatorului de putere *5*. Transformarea oscilațiilor în unde elastice se face prin intermediul traductorului electromagnetic *2*, prevăzut cu o membrană metalică de care este lipit un ac care atinge epruveta. În felul acesta epruveta poate oscila liber. Cîmpul magnetic al traductorului se închide prin membrana metalică amintită mai sus, așa că acest cîmp nu va magnetiza epruveta.

Undele sonore generate în epruveta supusă încercării, adică oscilațiile elastice ale epruvetei, vor fi recepționate de traductorul receptor *3* (traductor piezoelectric), sub forma unei tensiuni electromotoare variabile.

Epruveta va avea vibrații puternice atunci cînd frecvența tensiunii oscilatorului va coincide cu frecvența proprie de rezonanță a barei, ceea ce are loc pentru armonica fundamentală.

De la traductorul receptor *3*, oscilațiile electrice produse se aplică la intrarea amplificatorului de tensiune *6*, a cărui ieșire este conectată la plăcile de deflecție verticală ale osciloscopului catodic *7* și la bornele voltmetrului electronic *8*.

Variind treptat frecvența oscilatorului de audiofrecvență, la o anumită frecvență f a oscilatorului, se observă o creștere bruscă a amplitudinilor oscilațiilor. În acest moment se produce fenomenul de rezonanță.

Vibrațiile mecanice ale epruvetei, transformate în oscilații electrice, produc pe ecranul osciloscopului catodic o linie verticală, care va avea lungimea maximă în momentul rezonanței epruvetei.

Pentru ca pe ecranul osciloscopului catodic să se poată vedea nu numai acest segment vertical, care caracterizează amplitudinea oscilațiilor, ci și forma lor, trebuie să se folosească baleiajul osciloscopului (tensiunea în formă de dinți de fierăstrău). În acest caz, la rezonanță amplitudinea oscilațiilor va fi maximă.

Pentru determinarea univocă a frecvenței proprii de rezonanță se poate utiliza metoda comparării frecvențelor după figurile Lissajous, în care scop la plăcile orizontale ale osciloscopului se aplică tensiunea direct de la oscilatorul de audiofrecvență, iar la cele verticale, tensiunea de ieșire din amplificatorul *6*. În cazul dat frecvențele celor două tensiuni fiind egale, pe ecranul osciloscopului trebuie să apară un cerc, o elipsă sau o dreaptă înclinată, după unghiul de fază dintre cele două tensiuni.

Simultan se poate urmări rezonanța și la voltmetrul electronic, la care deviația acului este maximă în momentul rezonanței.

De asemenea, în momentul rezonanței, la ochiul magic montat pe amplificatorul de tensiune fascicolul devine maxim.

Frecvența de rezonanță se citește pe scala oscilatorului de audiofrecvență.

În momentul rezonanței epruveta absoarbe maximum de energie.

Folosirea mai multor aparate pentru stabilirea momentului de rezonanță a fost legată de faptul că se pot ivi cazuri ce pot induce în eroare pe cercetător, din cauza apariției armonicelor.

Pentru determinări rapide ale frecvenței de rezonanță, ale vitezei de propagare a sunetului și ale modulului de elasticitate se poate folosi și o schemă simplificată, din care poate lipsi voltmetrul electronic (cînd momentul rezonanței se stabilește cu osciloscopul catodic), osciloscopul catodic (cînd momentul rezonanței se stabilește cu voltmetrul electronic) sau atît voltmetrul electronic, cît și osciloscopul catodic, momentul rezonanței stabilindu-se cu ajutorul ochiului magic al amplificatorului de tensiune *6*.

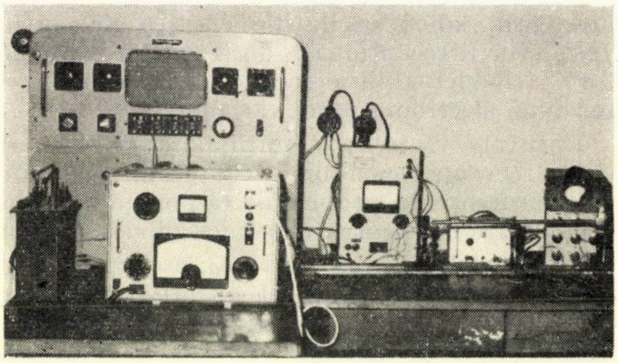


Fig. 3

În cazul cînd puterea oscilatorului de audiofrecvență *4* este suficientă pentru a putea pune în vibrație epruveta, din schemă poate lipsi și amplificatorul de putere *5*.

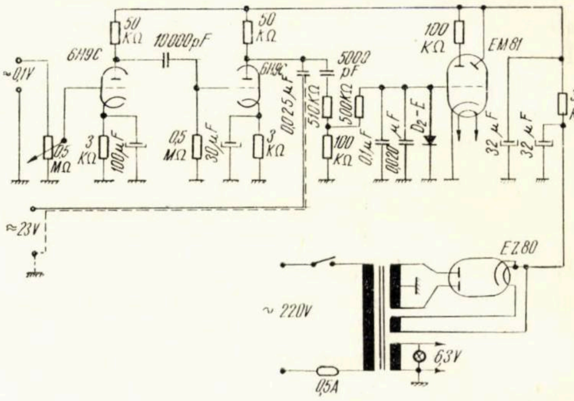


Fig. 4

În cadrul lucrării s-a utilizat și un suport metalic, care a permis fixarea epruvetei și a traductoarelor. Suportul metalic se vede în prim plan, în partea din dreapta a figurii 3, care reprezintă instalația utilizată în cadrul lucrării.

Pentru izolarea fonică a epruvetei de suportul metalic a fost folosită o izolație din pîslă.

Pentru amplificarea tensiunii la ieșirea din traductorul receptor *3*, a fost realizat un amplificator RC (amplificatorul *6* din fig. 2). Schema amplificatorului este dată în figura 4. La o tensiune de intrare, de 0,1 V, s-a obținut o tensiune constantă de ieșire de circa 23 V, în limitele 150—10 000 Hz.

Celelalte aparate utilizate în instalație au fost după cum urmează: generator decadic de audiofrecvență Orion, de 0,03—300 kHz, tip TT 0204/A, N 4042; amplificator de putere Electromagnetica, tip AR 200; osciloscop catodic Orion, tip 1531, pînă la 100 kHz; voltmetru electronic Orion EM6, tip 1321/c; traductoare (electromagnetic și piezoelectric) cu impedanțe adaptate funcționării optime a montajului.

Încercările s-au efectuat pe bare din fontă cenușie, de 350 mm lungime și 12 mm diametru.

Lungimea epruvetelor s-a ales în așa fel, încît să se evite apariția altor oscilații ale barei în afara celor longitudinale și să se reducă la maximum apariția armonicelor.

În vederea stabilirii legăturii dintre viteza de propagare a sunetului și unele caracteristici ale fontelor au fost utilizate epruvete din fontă cenușie turnată. Compoziția chimică a fontelor utilizate este dată în tabela 1.

Tabela 1

Numărul epruvetei	Compoziția chimică, %				
	C	Si	Mn	P	S
I	3,50	2,35	0,60	0,195	0,034
II	3,42	2,26	0,94	0,173	0,020
III	2,74	1,85	0,69	0,174	0,026

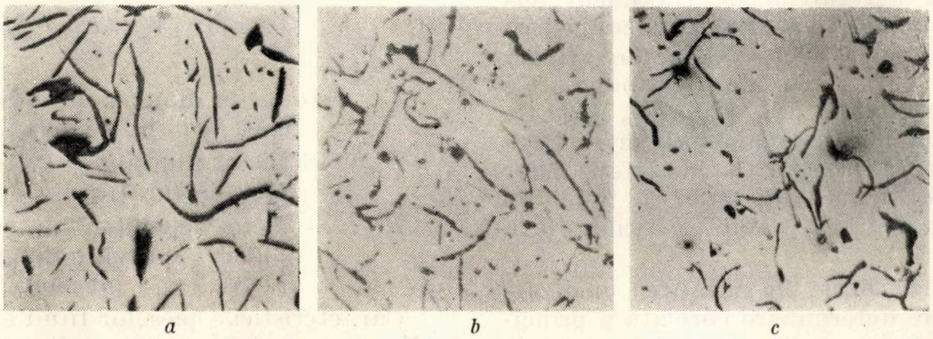
Fonta cenușie a fost turnată în bare cu diametrul de 34 și lungimea de 750 mm. Din aceste bare au fost executate epruvete pentru determinarea vitezei de propagare a sunetului, epruvete de tracțiune (STAS 200-61) și probe metalografice cu diametrul de 20 și grosimea de 20 mm. Probele metalografice au fost utilizate atît pentru cercetarea la microscop, cît și pentru determinarea densității.

Tabela 2

Numărul epruvetei	Tipul fontei	Densitatea ρ, g/cm³	Frecvența de rezonanță f, Hz	Viteza de propagare a sunetului v, m/s	Modulul de elasticitate E, kgf/mm²	Suprafața ocupată de grafit, %	Lungimea sau diametrul separărilor de grafit, µm	Caracterul repartizării grafitului	Rezistența de rupere la tracțiune σ_r, kgf/mm²
I	Fontă cenușie	6,805	5 700	3 980	10 450	8 – 12	125 – 250	separări izolate	21
II	Fontă cenușie	7,256	5 925	4 151	12 800	8 – 12	70 – 125	separări izolate	23,4
III	Fontă cenușie	7,336	5 948	4 163	13 000	5 – 8	70 – 125	separări izolate	33,1

Densitatea a fost determinată prin metoda dublei cîntăriri.

Cercetarea la microscop s-a efectuat pe probe neatacate, la mărirea × 100, comparîndu-se structurile obținute cu micrografiile etalon, după STAS 6905-64.



a *b* *c*

Fig. 5

Rezultatele cercetărilor sînt prezentate în tabela 2 și în figurile 5, *a* (epruveta I), 5,*b* (epruveta II) și 5, *c* (epruveta III).

Din datele prezentate în această tabelă reiese că :

— *Viteza de propagare a sunetului* este influențată de suprafața ocupată de grafit și de dimensiunile separărilor de grafit.

În ceea ce privește influența suprafeței ocupate de grafit asupra vitezei de propagare a sunetului, ea poate fi observată comparînd epruvetele II și III, la care dimensiunile separărilor de grafit nu variază, variind doar suprafața ocupată de grafit. După cum se observă din compararea acestor epruvete, mărirea suprafeței ocupate de grafit în structură duce la scăderea vitezei de propagare a sunetului.

La aceeași suprafață ocupată de grafit în structură, viteza de propagare a sunetului este influențată de dimensiunile separărilor de grafit.

Influența dimensiunilor separărilor de grafit asupra vitezei de propagare a sunetului poate fi urmărită comparînd între ele epruvetele I și II, unde au fost obținute viteze diferite de propagare a sunetului la aceeași suprafață ocupată de grafit în structură. După cum reiese din compararea acestor epruvete, micșorarea dimensiunilor separărilor de grafit atrage după sine creșterea vitezei de propagare a sunetului.

— *Modulul de elasticitate*, conform datelor din tabela 2, înregistrează o creștere continuă pe măsura scăderii suprafeței ocupate de grafit în structură și a reducerii dimensiunilor separărilor de grafit. Cu creșterea densității epruvetelor se mărește și valoarea modulului de elasticitate.

Din rezultatele obținute reiese că modulul de elasticitate poate fi determinat ușor cu ajutorul undelor sonore, fără distrugerea epruvetelor.

— *Rezistența la rupere prin tracțiune* are aceeași variație cu cea a vitezei de propagare a sunetului, în sensul că, atît una cît și cealaltă, cresc pe măsura scăderii conținutului de grafit în structură. Înseamnă deci că există o anumită corespondență între rezistența la rupere a fontei și viteza de propagare a sunetului prin ea.

Toate cele de mai sus duc la ideea că, după viteza de propagare a sunetului, poate fi apreciată atît structura fontei cenușii, cît și proprietățile ei mecanice cele mai importante, și anume, modulul de elasticitate și rezistența la rupere prin tracțiune.

Utilizîndu-se metoda electroacustică a fost pusă în evidență legătura dintre viteza de propagare a sunetului, structura metalografică și unele caracteristici mecanice, ceea ce creează perspectiva aprecierii unor proprietăți ale fontelor cenușii după viteza de propagare a sunetului prin ele, fără distrugerea epruvetelor.

Din datele obținute în lucrare reiese că viteza de propagare a sunetului în fonta cenușie este influențată de suprafața și dimensiunile incluziunilor de grafit din structură.

BIBLIOGRAFIE

[1] Bădărău E. și Grumăzescu M. *Bazele acusticii moderne*. București, Editura Academiei R.P.R., 1962.

[2] Dîmboiu E. *Determinarea frecvenței de rezonanță, a vitezei de propagare a sunetului și a modulului de elasticitate în cazul vibrațiilor longitudinale în lemn*. Industria lemnului, nr. 1, 1963, p. 23—26.

[3] Făcăoaru I., Negoiță C. și Bernath A. *Măsurări și control cu ultrasunete*. București, Editura tehnică, 1965.

[4] Krasilnikov V. A. *Unde sonore*. București, Editura tehnică, 1957.

[5] Pop E. și Șerban V. *Controlul structurii fontei maleabile cu ajutorul ultrasunetelor*. Metalurgia și Construcția de mașini, nr. 1, 1963, p. 18—21.

[6] Ziegler R. și Gerstner R. *Die Schallgeschwindigkeit als kennzeichnende Grösse für die Beurteilung von Grauguss. 24 Internationaler Giessereikongress*. Kongressvorträge, band 1, Stokcholm, 1957.

[7] * * * Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metallov, Spravocinik pod redacției Gudțova N. T. Moscova, Metallurghizdat, 1956.

CZ 621.783.001.24

Metodă pentru calculul caracteristicilor agregatelor continue de tratament termic

Dr. ing. I. OPRESCU
Institutul politehnic „Gh. Gheorghiu-Dej” — București

În literatura de specialitate nu este prezentată o metodă de calcul pentru determinarea caracteristicilor agregatelor de tratament termic. Se indică numai elemente de calcul pentru unele utilaje izolate componente ale acestor agregate, sau caracteristicile acestora, alese după utilaje existente [1], [2], [3], [4]. Ca urmare, calculul utilajelor agregatelor se efectuează izolat, fără corelarea caracteristicilor acestora în cadrul aceluiași agregat, fiind necesară apoi acordarea caracteristicilor prin încercări.

Scopul lucrării constă în stabilirea unei metode generale de determinare corelată a principalelor caracteristici constructive și funcționale ale agregatelor continue de tratament termic.

Metoda de calcul are la bază ecuația continuității fluxului de piese prin toate utilajele agregatului :

$$Q_1 = Q_2 = \ldots = Q_i = \ldots = Q_n = \text{const.}, \tag{1}$$

unde : Q_i este productivitatea utilajului i.

Productivitatea este o funcție de caracteristicile dimensionale și funcționale ale utilajelor, precum și de caracteristicile pieselor tratate termic. În general :

$$Q_i = f(F_{di})\cdot f_1(F_{fi})\cdot f_2(F_{pi}), \tag{2}$$

unde :

F_{di} este factor dimensional (diametrul, lungimea utilajului, pasul pieselor etc.);

F_{fi} — factor funcțional (viteză liniară, viteză de rotație etc.);

F_{pi} — factor dependent de piese (greutatea pieselor individuale, greutatea volumetrică a pieselor în vrac etc.).

Caracteristicile pieselor fiind evident aceleași ($F_{pi} = \text{const.}$) în toate utilajele agregatului, rezultă că pentru realizarea condiției de continuitate (1) este necesar ca toate utilajele să îndeplinească condiția :

$$f\,(F_{di})\cdot f_1\,(F_{fi}) = \text{const.} \tag{3}$$

Funcția (3) se denumește constanta agregatului, ea reprezentînd un parametru general valabil pentru toate utilajele acestuia, care reunește într-o relație principalele caracteristici constructive și funcționale ale acestor utilaje. Deci, în general, constanta agregatului este :

$$K_a = f\ (F_{di})\cdot f_1\ (F_{fi}). \qquad (4)$$

Expresia și valoarea constantei K_a se stabilesc în funcție de productivitatea Q necesară a agregatului, din relația (2) :

$$K_a = \frac{Q_i}{f_2(F_{pi})}. \qquad (5)$$

Pe de altă parte, la orice agregat constanta K_a se poate exprima în funcție de o altă caracteristică tehnologică, durata de tratament t_t, care introduce factori tehnologici ca : forma și dimensiunile pieselor, calitatea materialului metalic, tipul de tratament etc. Această relație este de tipul :

$$K_a = f\ (F_{di})\cdot f_1'\ (F_{fi})\cdot f_3\ (t_{ti}). \qquad (6)$$

Valoarea K_a fiind determinată din (5), relațiile (4) și (6) permit stabilirea dimensiunilor principale și a caracteristicilor funcționale ale tuturor utilajelor agregatului, în funcție de cei doi factori tehnologici de bază : productivitatea Q și durata de tratament t_t.

Relațiile pot fi, evident, folosite și invers, și anume la determinarea pentru un agregat în exploatare a factorului funcțional F_{fi}, pentru un anumit sortiment de piese t_{ti}, în condițiile realizării unei productivități Q dorite.

O altă caracteristică importantă a agregatelor de tratamente termice este puterea de acționare. Puterea fiecărui utilaj se exprimă printr-o relație generală de forma :

$$P_i = f_4\left(F_{di},\ F_{fi},\ F_{pi},\ \frac{1}{\eta_i}\right), \qquad (7)$$

unde η_i este randamentul utilajului i, rezultînd puterea totală a agregatului cu n utilaje înseriate :

$$P_t = \sum_{i=1}^{n} f_4\left(F_{di},\ F_{fi},\ F_{pi},\ \frac{1}{\eta_i}\right). \qquad (8)$$

Calculul agregatelor mecanizate cu tambure și transportoare elicoidale. Aceste agregate sînt utilizate pentru tratamentul termic sau termochimic în mediu gazos al pieselor mici și foarte mici (corpuri de rostogolire ale rulmenților, bolțuri etc.), în vrac, neorientate.

Asimilînd tamburele elicoidale (utilizate în locul transportoarelor elicoidale la temperaturi ridicate) cu transportoare elicoidale, deoarece fenomenul de deplasare a pieselor este același, productivitatea ambelor este (fig. 1, *a*) :

$$Q = 4{,}7 \cdot k_p \cdot k \cdot D^3 \cdot \gamma_p \cdot n, \quad \text{kgf/h}, \qquad (9)$$

unde :

k_p este coeficient de pantă ; $k_p = f\ (\alpha)$;

k — raportul constructiv pas : diametru ;

γ_p — greutatea volumetrică a pieselor, kgf/m³ ;

n — viteza de rotație a melcului (tamburului), rot/min.

Aplicînd condiția de continuitate (1) pentru toate transportoarele și tamburele agregatului, rezultă constanta acestuia :

$$K_a = k_p \cdot k \cdot D^3 \cdot n, \quad \text{m}^3/\text{min} \qquad (10)$$

a cărei valoare este determinată de productivitatea necesară a agregatului rezultînd din (9).

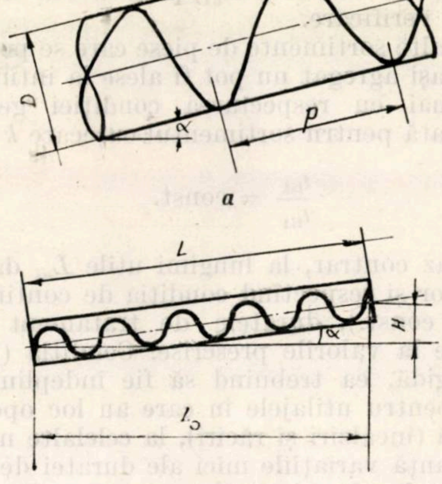


Fig. 1

Legătura dintre constanta agregatului și durata de tratament t_t (încălzire, răcire, spălare etc.) într-un utilaj de lungime utilă L_u este dată de relația :

$$K_a = k_p \cdot D^2 \cdot L_u \cdot \frac{1}{t_t}, \quad \text{m}^3/\text{min}. \qquad (11)$$

Calculul agregatului se efectuează pe baza relațiilor (9), (10) și (11). Considerînd sortimentul 1 de piese cel mai dezavantajos, cu dimensiuni maxime (deci γ_{p1} minim) și durate de tratament t_{ti1} maxime, pentru care se cere productivitatea maximă Q_1, rezultă constanta agregatului :

$$K_{a1} = 0{,}212\,\frac{Q_1}{\gamma_{p1}}, \quad \text{m}^3/\text{min}. \qquad (12)$$

Viteza de rotație a tamburului (transportorului) fiecărui utilaj rezultă din (10) :

$$n_{i1} = \frac{K_{a1}}{k_{pi}\cdot k_i \cdot D_i^3}, \quad \text{rot/min}. \qquad (13)$$

În această relație diametrul D_i se alege în funcție de dimensiunile pieselor și de natura operației de tratament ; de asemenea, raportul pas : diametrul k_i se alege în funcție de dimensiunile pieselor.

Lungimea utilă a fiecărui utilaj se determină pe baza relației (11) :

$$L_{ui} = \frac{K_{a1}\cdot t_{ti1}}{k_{pi}\cdot D_i^2}, \quad \text{m}. \qquad (14)$$

Deoarece lungimea utilă a tamburelor (transportoarelor) elicoidale este practic limitată la $L_{lim} = 8-10$ m, este necesar să se verifice la începutul calculului cu relația (14) lungimea maximă, deci cea a utilajului cu durata de tratament maximă t_{t1max} :

$$L_{u\,max} = \frac{K_{a1} \cdot t_{t1\,max}}{k_{pi} \cdot D_i^2} \leqslant L_{lim}. \qquad (15)$$

Dacă inegalitatea (15) se verifică, celelalte utilaje vor avea evident lungimi sub cea maximă. În caz contrar, se micșorează productivitatea Q_1 (deci valoarea K_{a1}) pînă la cea necesară pentru verificare.

Celelalte sortimente de piese care se pot trata pe același agregat nu pot fi alese la întîmplare, ci numai cu respectarea condiției generale, exprimată pentru sortimentul oarecare k :

$$\frac{t_{tik}}{t_{ti1}} = \text{const.} \qquad (16)$$

În caz contrar, la lungimi utile L_{ui} date ale utilajelor și respectînd condiția de continuitate (K_{ak} = const.), duratele de tratament t_{tik} se abat de la valorile prescrise. Condiția (16) nu este rigidă, ea trebuind să fie îndeplinită cel puțin pentru utilajele în care au loc operațiile de bază (încălziri și răciri), la celelalte neavînd importanță variațiile mici ale duratei de tratament în jurul valorii prescrise. De asemenea, această condiție nu este strictă pentru unele utilaje de răcire, dacă duratele de menținere rezultate sînt mai mari decît cele prescrise.

Dacă condiția (16) este îndeplinită total (sau parțial), constanta agregatului pentru sortimentul k se obține aplicînd relația (11) unui utilaj oarecare (utilaj de bază) :

$$K_{ak} = L_{ui} \cdot k_{pi} \cdot D_i^2 \cdot \frac{1}{t_{tik}}, \quad \text{m}^3/\text{min} \qquad (17)$$

rezultînd din (10) vitezele de rotație n_{ik} ale tamburelor (transportoarelor) și productivitatea corespunzătoare a agregatului :

$$Q_k = 4{,}7 \cdot \gamma_{pk} \cdot K_{ak}, \quad \text{kgf/h}. \qquad (18)$$

Pentru utilajele la care condiția (16) nu este îndeplinită, se deduc din (11) duratele de tratament care pot fi realizate :

$$t_{tik} = k_{pi} \cdot D_i^2 \cdot L_{ui} \cdot \frac{1}{K_{ak}}, \quad \text{min}. \qquad (19)$$

Aplicînd acest calcul în primul rînd celuilalt sortiment extrem de piese n cu dimensiuni minime (γ_{pn} maxim și t_{tin} minim), rezultă gama de viteze de rotație necesară fiecărui utilaj $n_i = n_{i1} \ldots n_{in}$ și gama de productivități ale agregatului $Q = Q_1 \ldots . Q_n$.

Pe baza aceluiași calcul, pentru toate sortimentele de piese, se întocmește tabelul de reglare în exploatare a agregatului (tabela 1).

Dispozitivul de dozare a pieselor în agregat, precum și utilajul de evacuare continuă a acestora din agregat se calculează pentru gama de productivități $Q_1 \ldots . Q_n$.

Tabela 1

Sortimentul de piese	Vitezele de rotație ale utilajelor n, rot/min	Productivitatea agregatuiul Q, kgf/h
	$1 \;\ldots\ldots\; i \;\ldots\ldots\; n$	
1	$n_{11} \ldots\ldots n_{i1} \ldots\ldots n_{n1}$	Q_1
⋮		⋮
k	$n_{1k} \ldots\ldots n_{ik} \ldots\ldots n_{nk}$	Q_k
⋮		⋮
n	$n_{1n} \ldots\ldots n_{in} \ldots\ldots n_{nn}$	Q_n

Puterea totală instalată a agregatului (pentru acționarea tamburelor și transportoarelor elicoidale) este dată de relația (fig. 1, *b*) :

$$P_t = \frac{Q}{367} \sum_{i=1}^{n} d_i, \quad \text{kW} \qquad (20)$$

în care s-a introdus factorul dimensional d_i :

$$d_i = \frac{L_{oi}\,\mu + H_i}{\eta_i} = \frac{L_{oi}}{\eta_i} (\mu \cos \alpha_i + \sin \alpha_i), \quad \text{m}, \qquad (21)$$

unde :

μ este coeficientul de frecare piese — carcasa transportorului (tamburului elicoidal) ;
η_i — randamentul transmisiei utilajului i.

Pentru coeficientul de frecare se adoptă valorile medii $\mu = 0{,}3$ la cald și $\mu = 0{,}1$ la rece. Calculul se efectuează pentru valoarea maximă a productivității Q.

Calculul analitic prezentat mai sus se efectuează simplu și rapid nomogramatic. În nomogramele din figurile 2 — 4 s-au reprezentat grafic relațiile de calcul pentru limitele uzuale de variație a valorilor caracteristicilor utilajelor.

Calculul agregatelor mecanizate cu transportoare cu plăci. Aceste agregate sînt destinate pentru tratamentul termic al pieselor mici și mijlocii. Productivitatea utilajelor acestor agregate este dată de relația (fig. 5) :

$$Q = \frac{B - s}{D} \cdot G_p \cdot \frac{v}{p} \cdot 60, \quad \text{kgf/h}, \qquad (22)$$

unde :

G_p este greutatea unei piese, kgf ;
v — viteza transportorului, m/min.

Distanța totală transversală liberă pe lățimea transportorului este (fig. 5) :

$$s = (n_p - 1)\; s_1 + 2s_2, \qquad (23)$$

unde n_p este numărul de piese în paralel.

Constanta agregatului este :

$$K_a = \frac{v}{p}, \quad 1/\text{min}, \qquad (24)$$

valoarea sa rezultînd din (22) în funcţie de productivitatea necesară a agregatului.

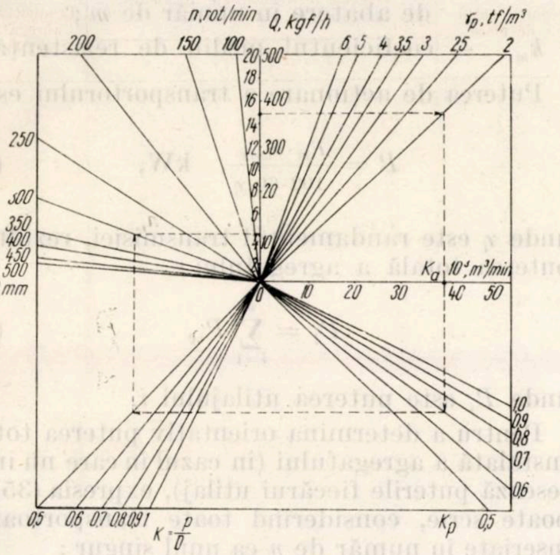


Fig. 2

Expresia constantei agregatului în funcţie de durata de tratament t_t în utilajul cu lungimea utilă L_u este :

$$K_a = \frac{L_u}{p \cdot t_t}, \quad 1/\text{min}. \qquad (25)$$

Pentru calculul agregatului se utilizează relaţiile (22), (24) şi (25). Pentru sortimentul de

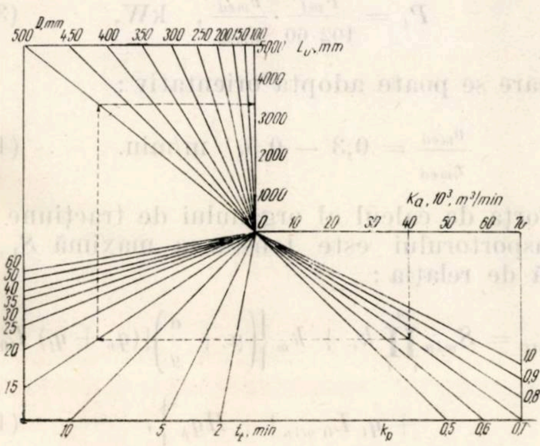


Fig. 3

piese cel mai dezavantajos (G_{p1}, D_1, t_{ti1} maxime), care necesită productivitatea maximă Q_1, rezultă constanta agregatului :

$$K_{a1} = Q_1 \cdot \frac{D_1}{B - s} \cdot \frac{1}{G_{p1}} \cdot \frac{1}{60}, \quad 1/\text{min}. \qquad (26)$$

În această relaţie se adoptă numărul de piese n_p, aşezate în paralel, acelaşi pentru toate transportoarele, rezultînd lăţimea acestora din urmă :

$$B_i = n_p \cdot D_1 + s_{i1}, \quad \text{mm}. \qquad (27)$$

În relaţia (27) se adoptă pentru fiecare transportor distanţa liberă s_{i1} în funcţie de natura tratamentului (încălzire, răcire, spălare etc.).

Viteza fiecărui transportor rezultă din relaţia (24) :

$$v_{i1} = K_{a1} \cdot p_{i1}, \quad \text{m/min}, \qquad (28)$$

iar lungimea acestora rezultă din (25) :

$$L_{ui} = K_{a1} \cdot p_{i1}\, t_{ti1}, \quad \text{m}. \qquad (29)$$

Pasul pieselor p_1 din relaţiile (28) şi (29) se adoptă astfel ca să se realizeze condiţiile optime de tratament (încălzire, răcire, spălare etc.).

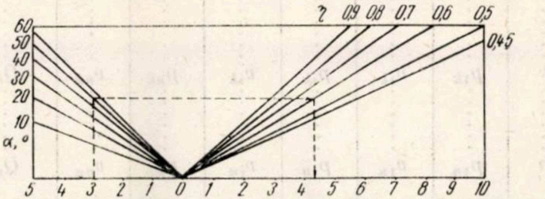


Fig. 4

Lungimea transportoarelor cu plăci fiind practic limitată ($L_{lim} = 10 - 12$ m), şi la aceste transportoare, ca în cazul precedent, este necesară verificarea lungimii maxime a transportorului utilajului cu durata de tratament maximă $t_{t1\,max}$:

$$L_{ui\,max} = K_{a1} \cdot p_{i1} \cdot t_{t1\,max} \leqslant L_{lim}. \qquad (30)$$

Pentru celelalte sortimente de piese este necesară respectarea totală sau parţială a condiţiei (16), principiul de calcul fiind acelaşi ca şi pentru agregatele precedente.

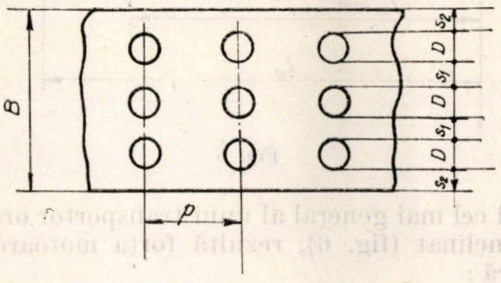


Fig. 5

Pentru sortimentul k, constanta agregatului sau duratele de tratament rezultă din (25) :

$$K_{ak} = \frac{L_{ui}}{p_{ik} \cdot t_{tik}}, \quad 1/\text{min}. \qquad (31)$$

Productivitatea agregatului este :

$$Q_k = n_{pik} \cdot G_{pk} \cdot K_{ak} \cdot 60, \quad \text{kgf/h} \qquad (32)$$

iar vitezele transportoarelor rezultă din (24).

În relația (32) trebuie să se țină seamă de faptul că pentru toate utilajele agregatului :

$$n_{pik} = \frac{B_i - s_{ik}}{D_k} = \text{const.}, \qquad (33)$$

stabilindu-se din (33) distanțele s_{ik}.

Se determină astfel gama de viteze ale fiecărui transportor $v_{i1} \ldots v_{in}$ și gama de productivități ale agregatului $Q_1 \ldots Q_n$, precum și tabelul de reglare în exploatare (tabela 2).

Tabela 2

Sortimentul de piese	Utilajele agregatului						Productivitatea agregatului Q, kgf/h
	1		i		n		
	p, m	v, m/min	p, m	v, m/min	p, m	v, m/min	
1	p_{11}	v_{11}	p_{i1}	v_{i1}	p_{n1}	v_{n1}	Q_1
⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮
k	p_{1k}	v_{1k}	p_{ik}	v_{ik}	p_{nk}	v_{nk}	Q_k
⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮	⋮
n	p_{1n}	v_{1n}	p_{in}	v_{in}	p_{nn}	v_{nn}	Q_n

Dispozitivul dozator, de alimentare a pieselor în agregat, are durata ciclului de dozare variabilă în limitele :

$$t_{d1} - t_{dn} = \frac{p_{11}}{v_{11}} - \frac{p_{1n}}{v_{1n}}, \quad \text{min.} \qquad (34)$$

Puterea de acționare a agregatelor mecanizate cu transportoare cu plăci se determină prin calculul tensional al acestora. Considerînd cazul cel mai general al unui transportor orizontal înclinat (fig. 6), rezultă forța motoare necesară :

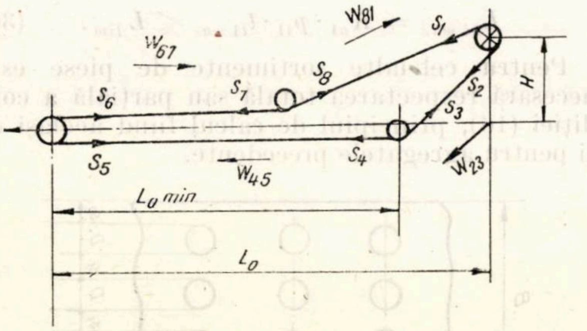


Fig. 6

$$F_m = k_f \left\{ S_{min} \left(\prod_{i=1}^{m} k_i - 1 \right) + k_m \left[\mu L_0 (q_p + 2q_t) + H \cdot q_p \right] \right\}, \qquad (35)$$

unde :

S_{min} este tensiunea minimă (se adoptă) ;

q_p, q_t — greutatea specifică (pe unitatea de lungime a transportorului) a pieselor și a transportorului ;

μ — coeficientul de frecare a lanțurilor transportorului pe organele de sprijin și ghidare ;

k_f — coeficientul de rezistență al roților de acționare ;

k_i — coeficienții de rezistență ai roților de abatere în număr de m ;

k_m — coeficientul mediu de rezistență.

Puterea de acționare a transportorului este :

$$P = \frac{F_m \cdot v_{max}}{102 \cdot 60 \cdot \eta}, \quad \text{kW}, \qquad (36)$$

unde η este randamentul transmisiei, rezultînd puterea totală a agregatului :

$$P_t = \sum_{i=1}^{n} P_i, \qquad (37)$$

unde P_i este puterea utilajului i.

Pentru a determina orientativ puterea totală instalată a agregatului (în cazul în care nu interesează puterile fiecărui utilaj), expresia (35) se poate scrie, considerînd toate transportoarele înseriate în număr de n ca unul singur :

$$F_{mt} = k_f \left\{ S_{min} \sum_{i=1}^{n} \left(\prod_{i=1}^{m} k_i - 1 \right) + k_m \sum_{i=1}^{n} \left[\mu_i L_{0i} (q_p + 2q_t)_i + H_i q_{pi} \right] \right\}. \qquad (38)$$

În acest caz, puterea totală este dată de relația :

$$P_t = \frac{F_{mt}}{102 \cdot 60} \cdot \frac{v_{med}}{\eta_{med}}, \quad \text{kW}, \qquad (39)$$

în care se poate adopta orientativ :

$$\frac{v_{med}}{\eta_{med}} = 0{,}3 - 0{,}5, \quad \text{m/min.} \qquad (40)$$

Forța de calcul al organului de tracțiune al transportorului este tensiunea maximă $S_{1\,max}$ dată de relația :

$$S_{1max} = S_{min} \prod_{i=1}^{m} k_i + k_m \left\{ \left(\mu + \frac{a}{g} \right) \left[(q_p + q_t) L_0 + q_t L_{0\,min} \right] + H q_p \right\}, \qquad (41)$$

unde :

a este accelerația transportorului ;

$L_{0\,min}$ — lungimea pe orizontală a transportorului de la punctul de minim în sensul deplasării (fig. 6).

Calculul nomogramatic al agregatelor se efectuează pe baza nomogramelor din figurile 7 — 9.

La agregatele mixte (transportoare cu plăci elevatoare cu suporți), din condiția de continuitate rezultă legătura dintre constanta agregatului K_a și caracteristicile elevatorului :

$$K_a = \frac{v}{p_s} = \frac{L_c}{t_t \cdot p_s}, \quad 1/\text{min}, \qquad (42-43)$$

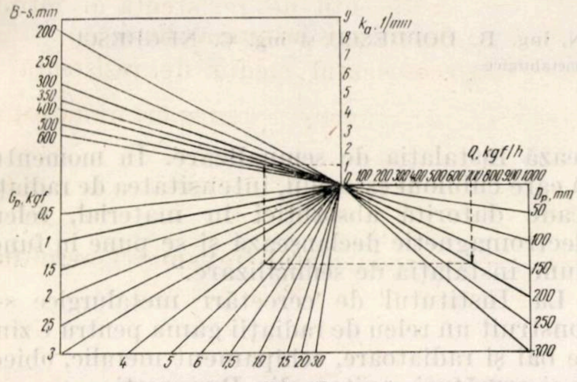


Fig. 7

unde :

L_c este lungimea totală utilă a elevatorului în utilaj, m ;

t_t — durata de tratament, min ;

v — viteza elevatorului, m/min ;

p_s — pasul suporților, m.

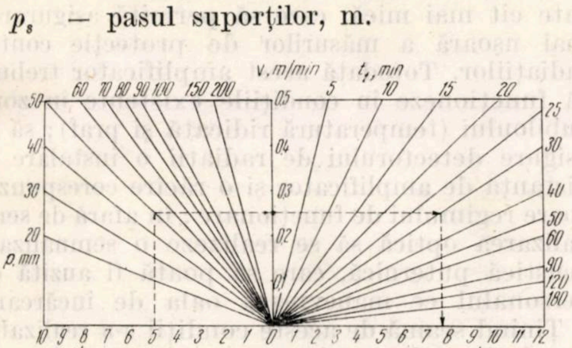


Fig. 8

Relațiile (42—43) permit calculul analitic al caracteristicilor elevatorului cu suporți, fiind reprezentate grafic în nomograma din figura 10.

Dacă agregatul conține mașini de călire, acestea trebuie să îndeplinească condiția de sincronizare cu transportoarele agregatului, din care rezultă vitezele de rotație ale mașinilor :

$$n_m = \frac{K_a}{m\,[1 - K_a\,(t_{a\cdot e} + t_p)]}, \quad \text{rot/min} \qquad (44)$$

unde :

m este numărul de poziții ale mașinii ;

$t_{a\cdot e}$ — timpul de alimentare (simultan evacuare) a piesei ;

t_p — timpul pauză.

Numărul de poziții simultane în baie m_b se determină din condiția realizării duratei de călire t_t :

$$m_b = K_a \cdot t_t. \qquad (45)$$

Diametrul D_m și pasul circular p_c ale mașini de călire se aleg constructiv în funcție de dimensiunile pieselor, care condiționează dimensiunile posturilor mașinii, trebuind evident să îndeplinească condiția :

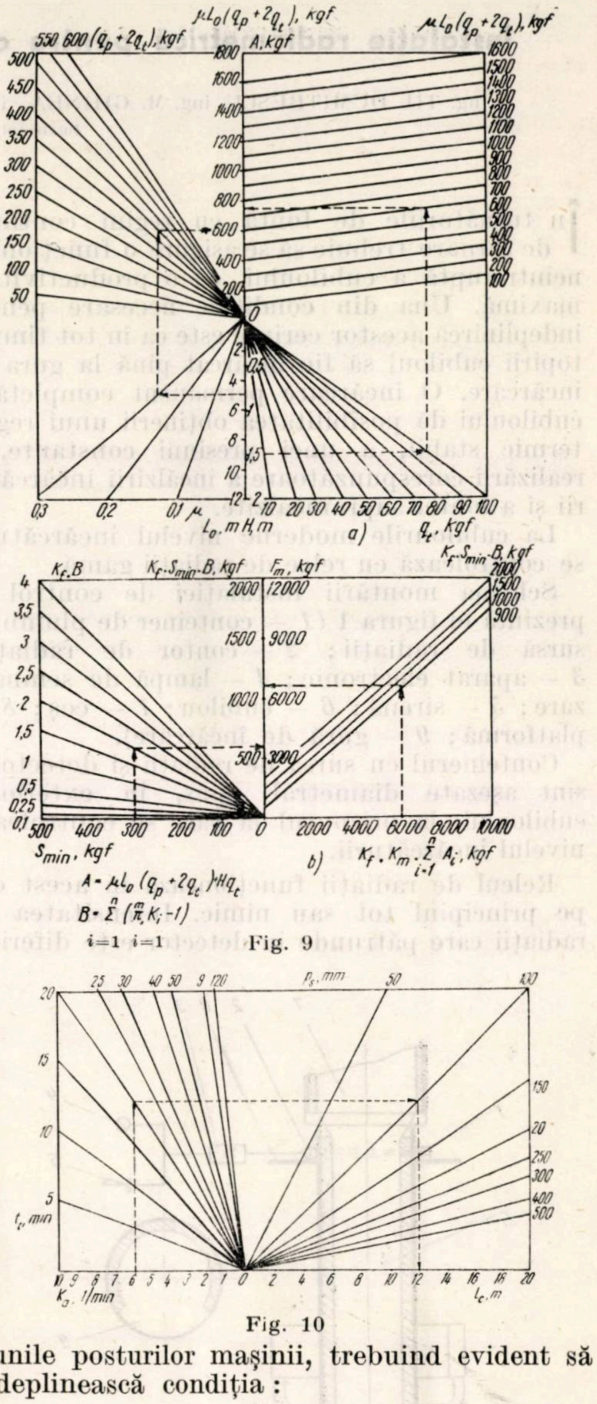


Fig. 9

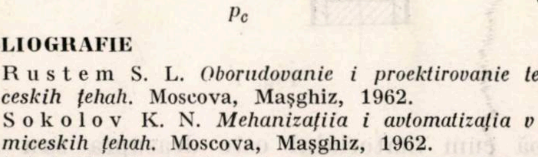


Fig. 10

$$\frac{\pi \cdot D_m}{p_c} = m. \qquad (46)$$

BIBLIOGRAFIE

[1] Rustem S. L. *Oborudovanie i proektirovanie termiceskih țehah.* Moscova, Mașghiz, 1962.

[2] Sokolov K. N. *Mehanizațiia i avtomatizațiia v termiceskih țehah.* Moscova, Mașghiz, 1962.

[3] * * * Metallovedenie i termiceskaia obrabotka metallov, nr. 5, 1960.

[4] * * * *Recent Heat Treatment Furnace Installations.* Metallurgia, vol. 71, nr. 428, 1965, p. 261—280.

CZ 621.745,34 : 53.083.7 : 620.039.85

Instalație radiometrică pentru controlul nivelului încărcăturii din cubilou

Ing. TH. DUMITRESCU, ing. M. GHINEA, ing. M. IVAN, ing. R. DOBRESCU și ing. C. NEGRESCU
Institutul de cercetări metalurgice

În turnătoriile de fontă cu regim continuu de turnare trebuie să se asigure o funcționare neîntreruptă a cubiloului, cu o productivitate maximă. Una din condițiile necesare pentru îndeplinirea acestor cerințe este ca în tot timpul topirii cubiloul să fie încărcat pînă la gura de încărcare. O încărcare permanent completă a cubiloului dă posibilitatea obținerii unui regim termic stabil, a unei presiuni constante, a realizării corespunzătoare a încălzirii încărcăturii și a fontei supraîncălzite.

La cubilourile moderne nivelul încărcăturii se controlează cu relee de radiații gama.

Schema montării instalației de control se prezintă în figura 1 (*1* — conteiner de plumb cu sursă de radiații; *2* — contor de radiații; *3* — aparat electronic; *4* — lampă de semnalizare; *5* — sirenă; *6* — cubilou; *7* — coș; *8* — platformă; *9* — gură de încărcare).

Conteinerul cu sursa de radiații și detectorul sînt așezate diametral opus, în exteriorul cubiloului, la orizontul la care se controlează nivelul încărcăturii.

Releul de radiații funcționează în acest caz pe principiul tot sau nimic. Intensitatea de radiații care pătrunde în detector este diferită, după cum materialul este deasupra sau sub fasciculul de radiații. Cînd cubiloul este gol, intensitatea de radiații este maximă, releul electromagnetic este anclanșat și nu se acționează instalația de semnalizare. În momentul în care cubiloul este plin, intensitatea de radiații scade datorită absorbției în material, releul electromagnetic declanșează și se pune în funcțiune instalația de semnalizare.

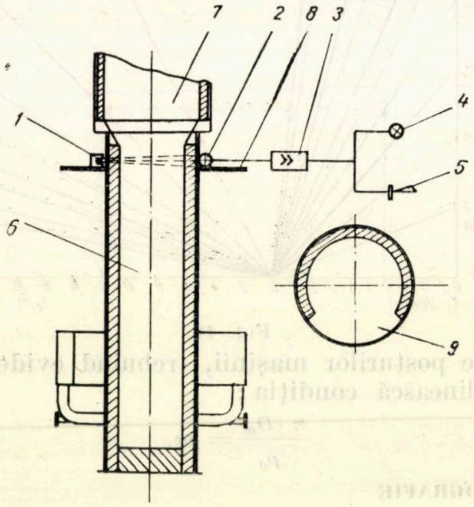


Fig. 1

La Institutul de cercetări metalurgice s-a construit un releu de radiații gama pentru Uzina de băi și radiatoare, echipament metalic, obiecte și armături sanitare din București.

Analizînd procesul tehnologic respectiv s-a apreciat că acest releu trebuie să îndeplinească următoarele condiții : să fie instalat sub gura de încărcare, la circa 0,5 m (pe platforma de lucru superioară); amplificatorul electronic să aibă o sensibilitate mare pentru a da posibilitatea utilizării unei surse de radiații cu o activitate cît mai mică, care să permită asigurarea mai ușoară a măsurilor de protecție contra radiațiilor. Totodată acest amplificator trebuie să funcționeze în condițiile existente în zona cubiloului (temperatură ridicată și praf); să se asigure detectorului de radiații o instalare la distanță de amplificator și o răcire corespunzătoare regimului de funcționare; în afară de semnalizarea optică să se realizeze o semnalizare acustică puternică, care să poată fi auzită de personalul ce manevrează oala de încărcare.

Ținînd seamă de aceste condiții s-a realizat o instalație radiometrică pentru controlul optic și acustic al încărcăturii cubiloului.

Caracteristicile acestei instalații sînt următoarele :

Conteinerul de plumb (fig. 2) (*1* — sursa de radiații; *2* — colimatorul; *3* — partea mobilă; *4* — axul de rotație; *5* — mînerul) pentru sursa de radiații este prevăzut cu un colimator care să permită obținerea unui fascicul îngust de radiații, necesar unei bune funcționări a instalației.

Construcția lui este astfel realizată, încît se poate trece sursa de radiații în poziție deschis (de lucru), colimatorul fiind în dreptul sursei de radiații, sau în poziția închis (cînd colimatorul nu este în dreptul sursei de radiații), cu ajutorul unei manivele care acționează axul de rotire fixat în conteiner.

Ca sursă de radiații s-a ales Co^{60} indicat pentru astfel de instalații deoarece emite radiații γ dure, cu o energie de 1,2 și 1,3 MeV ce străbate relativ ușor cubiloul și care, avînd un timp de înjumătățire de 5,2 ani, dă posibilitatea ca instalația să funcționeze circa doi ani, fără ca activitatea sursei să fie readusă la valoarea inițială.

Activitatea sursei de radiații s-a calculat cu relația (1) din lucrarea [4].

Pentru o activitate redusă de 1 200 p/min la exteriorul cubiloului, eficacitatea contorului

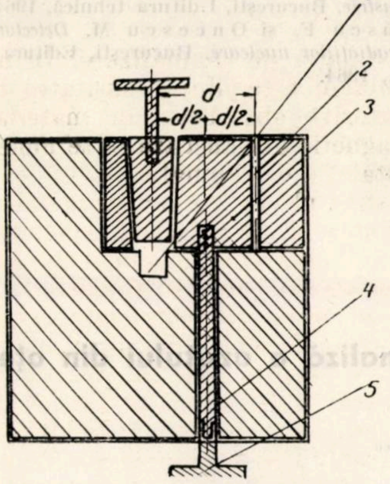


Fig. 2

Geiger-Müller $\varepsilon = 0{,}008\,\%$ și suprafața efectivă a contorului $S = 24$ cm, a rezultat că sursa de radiații trebuie să aibă 55 mCi Co^{60}.

Cubiloul are o căptușeală de șamotă cu o grosime de 130 cm, iar tola exterioară este de 8 mm grosime. Diametrul interior al cubiloului este de 1 040 mm.

Cunoscînd activitatea sursei de radiații s-a determinat grosimea peretelui de plumb a conteinerului cu formula (2) din lucrarea [4].

Considerînd doza biologică maximă permisă $B_{max} = 2{,}1$ mremi/h și distanța de la sursă la punctul considerat $x = 3$ mm, din calcul a reieșit că peretele de plumb al conteinerului de radiații trebuie să aibă o grosime de 10 mm. În figura 3 se arată schema bloc a instalației.

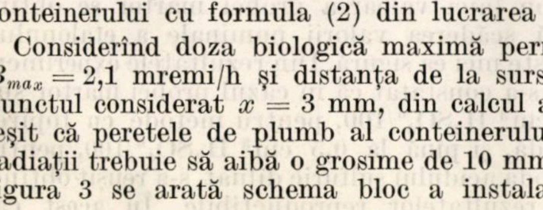


Fig. 3

Detectorul de radiații este format din trei contori Geiger-Müller cu halogen tip STS6 (CTC6) legați în paralel, așezați într-o carcasă metalică răcită cu apă, pentru a putea asigura temperatura de funcționare de maximum +50°C, în jurul cubiloului fiind o temperatură mult mai mare (cca. 75° C). S-a ales acest tip de contor Geiger-Müller deoarece are tensiune de alimentare mică (cca. 400 V) și este confecționat din tablă. În carcasa detectorului de radiații există un repetor catodic montat pe tubul T_1, tip 6N15P (6N15π), care permite realizarea adaptării cu cablul de legătură dintre detector și aparatul electronic, cablul avînd o lungime de circa 6 m.

Aparatul electronic se compune dintr-un amplificator de impulsuri, montat pe tubul T_2 (6J3P), un etaj de formare a impulsurilor, montat pe dubla triodă T_3 (6N8S), un circuit de integrare realizat cu diodele ($D_1 - D_4$), grupul C_9 R_{16} și etajul final montat pe tubul T_4 (6P9) în anodul căruia se găsește releul electromagnetic P tip RIc. Aparatul este alimentat de la un redresor stabilizat cu dubla diodă T_6 (5Ț4S) și tubul stabilizator STR 280/20.

Pentru a asigura stabilitatea în funcționare a aparatului la impulsuri cu durată, amplitudine și formă variabilă, s-a prevăzut multivibratorul monostabil, care să permită obținerea unor impulsuri dreptunghiulare cu amplitudine și durată constantă indiferent de impulsul pe care îl primește la intrare. Aceste impulsuri se integrează de către circuitul realizat cu diodele D_1, D_2, D_3, D_4 și grupul C_9, R_{16}, pentru a asigura o tensiune de negativare suficient de mare, care să taie tubul la excitația detectorului de un flux de radiații care depășesc fondul cosmic. În acest mod aparatul nu este sensibil la fondul cosmic și impulsuri întîmplătoare, el funcționînd la un număr de impulsuri variabil, în limitele 400 — 900 imp./min.

Avantajul schemei constă în aceea (în cazul circuitului basculant nomostabil cu cuplaj catodic) că, în afara absenței unei surse speciale de tensiune de negativare, apare cuplajul rigid al anodului 1/2 T_3, cu grila 1/2 T'_3 în timpul saltului. Variația de tensiune de pe anodul tubului 1/2 T_3 se transmite complet pe grila tubului 1/2 T'_3 și nu se divide în divizorul capacitiv format de condensatorul C_7 și capacitatea de intrare parazită a tubului 1/2 T'_3, așa cum se întîmplă la alte scheme.

Circuitul integrator cu condensator de dozare este un circuit care prezintă o variantă îmbunătățită a circuitelor de integrare, asigurînd independența tensiunii U_{R16} de durata impulsului.

Circuitul este de tipul care funcționează cu impulsuri pozitive la intrare și produce o tensiune negativă la ieșire.

Elementele circuitului s-au ales astfel, încît produsul 5 C_8R_i să fie mai mic decît timpul de încărcare. Această condiție asigură încărcarea condensatorului C_8 la o tensiune aproape egală cu amplitudinea impulsului în timpul unui singur impuls. Durata încărcării condensatorului C_9 și deci constanta de timp a procesului trebuie să fie mult mai mică decît intervalul dintre două impulsuri succesive. Dacă la intrare se aplică un număr de impulsuri pe secundă, se stabileşte un regim staţionar, caracterizat prin egalitatea dintre sarcina primită şi sarcina pierdută de condensatorul C_9 în unitatea de timp.

BIBLIOGRAFIE

[1] Alistar R. şi Sterian C. *Cubiloul.* Bucureşti, Editura tehnică, 1966.

[2] Vagin V. V. şi Traube M. B. *Controlul înălţimii încărcăturii de umplere în cubilou.* Liteinoie proizvodstvo, nr. 10, 1963.

[3] Sobolov N. L. *Controlul automat al nivelului încărcăturii în cubilou.* Liteinoie proizvodstvo, nr. 2, 1964.

[4] Dumitrescu Th. *Sursa de radiaţii a releelor gama pentru controlul nivelului lichidelor şi pulberilor din rezervoare închise.* Tehnica nucleară, nr. 4, 1961.

[5] Dumitrescu Th., Ionescu D., Păun A. şi Cosma M. *Controlul radiometric al descărcării semicocsului în instalaţiile de semicocsificare prin fluidizare.* Cercetări metalurgice şi miniere, vol. 2, 1961.

[6] Cristea Gh., Grecescu M. ş.a. *Dispozitive şi circuite electronice în instalaţii cu izotopi radioactivi.* Bucureşti, Editura tehnică, 1965.

[7] Nicolau Th. şi Popescu Al. *Măsuri electronice în industrie.* Bucureşti, Editura tehnică, 1964.

[8] Ciorăscu F. şi Oncescu M. *Detectarea şi măsurarea radiaţiilor nucleare.* Bucureşti, Editura Academiei R.P.R., 1964.

CZ 669.14 :543.34

Aplicarea practică a metodelor chimice de analiză a azotului din oţeluri

Ing. O. NEGRUŞ
Institutul de cercetări metalurgice

Metodele chimice pentru determinarea azotului din oţeluri sînt mai accesibile decît metodele fizico-chimice (topirea reducătoare sau oxidantă în vid) şi din această cauză se folosesc curent în practică.

Alegerea metodei optime de lucru este o problemă destul de dificilă şi este dictată de obicei de posibilităţile existente şi de tipul oţelurilor care se analizează. Mai jos se redau unele date experimentale care ar putea să ajute laboratoarele de uzină şi să completeze eventual STAS 6843-63.

Transformarea aproape totală în amoniac a azotului legat în urma dizolvării oţelului în acizi diluaţi este posibilă dacă oţelul respectiv nu conţine nitruri insolubile, cum este cazul oţelurilor carbon. Majoritatea oţelurilor aliate conţin aceşti compuşi (nitrurile de V, Mo, W, Ti, Nb, Zr şi unele nitruri de Cr şi Al), care trebuie să fie dezagregaţi ulterior prin topirea umedă fie împreună cu porţiunea dizolvată în acizi diluaţi (STAS — metoda amestecului de acizi), fie după separarea lor prin filtrare (metoda Kempf-Kijeldhall). În consecinţă, folosirea topirii umede devine obligatorie la analiza tuturor oţelurilor aliate, cu excepţia oţelurilor inoxidabile cu Cr—Mn, cu un conţinut ridicat de azot, introdus artificial. (La majoritatea oţelurilor cu mult Cr, la oţeluri cu Cr—Nb, Cr—Ti, Cr—Mo etc., care conţineau 8 — 75 $^0/_{00}$ N_2, s-au găsit de obicei prin metoda azotului solubil în acizi conţinuturi mult mai scăzute de azot.) Pe urmă amoniacul rezultat se distilează din mediul puternic alcalin şi se captează în acid sulfuric diluat.

Condiţiile esenţiale pentru reuşita analizei sînt : mediul de lucru lipsit de vaporii de amoniac şi de acid azotic şi reactivi (inclusiv apă) lipsiţi de săruri de azot. La topirea umedă, unde se introduc cantităţi mai mari de reactivi, puritatea lor are un rol deosebit. În cazul reactivilor cu conţinut de azotiţi şi azotaţi care pot fi reduşi parţial în amoniac, în contact cu metalul la dezagregare, nu se poate folosi proba martor obişnuită, iar utilizarea probei martor cu oţel etalon (aici valoarea probei martor se obţine după scăderea valorii nominale a etalonului) nu este nici ea sigură. Din rezultatele experimentale s-a constatat că în cazul probei martor sub 1,2 cm³ $H_2SO_4^n/100$, pentru metode cu topirea umedă, şi pînă la 0,5 cm³ $H_2SO_4^n/100$, pentru metoda acidului sulfuric diluat, s-a reuşit obţinerea rezultatelor reproductibile. În acest caz s-au folosit acizii cu maximum 0,0002% N_2, NaOH cu maximum 0,001% N_2 şi restul reactivilor cu circa 0,001% N_2, deci reactivi de calitate p.a. bună. Pentru menţinerea aceleiaşi probe martor reactivii şi apa se adaugă în aceleaşi cantităţi, din aceleaşi borcane, iar apa proaspăt distilată se păstrează în borcane închise ermetic. Purificarea reactivilor se face numai atunci cînd există siguranţa că nu se introduce în reactivi azot. S-au experimentat metodele de determinare a azotului solubil şi a azotului total.

Metoda azotului solubil în acizi diluaţi. Deoarece această metodă se foloseşte de obicei pentru oţeluri carbon cu azot sub 0,020% pentru obţinerea unei precizii mai mari se cîntăresc 8 g şpan, care se dezagregă într-un balon

Erlenmayer de 300 cm^3, acoperit cu sticlă de ceas, în 100 cm^3 H_2SO_4 1 : 4, la început la rece, pe urmă încălzind treptat la fierbere. Mediul alcalin la distilare se realizează cu 100 cm^3 NaOH 33 % (*d* — 1,35). Captarea amoniacului se face în 15 cm^3 $H_2SO_4{}^n/40$, care se adaugă peste 50 cm^3 apă fiartă și răcită cu 10 picături de indicator mixt, adus la virare în verde-clar.

În aceste condiții se obține dezagregarea mai avansată a nitrurilor și o precizie mai mare, limita erorilor admisibile apropiindu-se de ± 0,0005 % (pentru oțeluri de categoria menționată).

Metoda pentru determinarea azotului total. Au fost experimentate metoda amestecului de acizi (standardizată), metoda Kijeldhall și metoda acidului percloric. Primele două au corespuns atunci cînd proba martor a putut să fie menținută în limitele arătate. S-au observat unele dificultăți la dizolvarea oțelurilor cu conținut ridicat de crom în amestecul de acizi și rezultate constant mai mari cu circa 0,001 % furnizate de metoda Kijeldhall [5].

Deoarece pentru metoda Kijeldhall, care este considerată ca o metodă universală și sigură pentru oțeluri solubile în H_2SO_4 [1], se pot procura mai ușor reactivi de calitate corespunzătoare, ea poate să fie folosită în mod curent. În continuare se prezintă una din variantele acestei metode cu mici modificări [1].

Se dizolvă în aceleași condiții 3,5 — 4 g șpan în 50 cm^3 H_2SO_4 1 : 4. Soluția se trece prin filtru cantitativ bandă albă sau albastră (în funcție de finețea nitrurilor), spălat bine în prealabil cu apa acidulată cu acid sulfuric. Reziduul de pe filtru și balonul Erlenmayer se spală cu aceeași soluție. Filtratul se păstrează, iar filtrul se introduce înapoi în balon, unde se mai adaugă 0,2 g selen metalic sau 1 g $CuSO_4$ (catalizatori), 10 g sulfat sau pirosulfat de potasiu și 15 cm^3 H_2SO_4 concentrat. Balonul se acoperă cu sticlă de ceas și se fierbe pe reșou electric pînă la limpezirea lichidului și pînă ce dispare nuanța galbenă rămasă de la substanțele organice. Pe timp de iarnă se recomandă folosirea paravanelor din plăcuțe de azbest calcinat. În cazul sulfatului de cupru reacția se termină în maximum 30 min, iar cu selen decurge și mai repede. Soluția se răcește, se diluează cu 50 cm^3 apă, se amestecă cu filtratul, se fierbe, se răcește și se trece în balonul de distilare, unde s-a introdus în prealabil 120 cm^3 soluție NaOH 33 %, iar pîlnia aparatului se spală cu apă.

Pentru evitarea pierderilor de amoniac, soluțiile se introduc în aparatul montat, cu capătul refrigerentului cufundat în soluția cu 15 cm^3 $H_2SO_4{}^n/40$. Pentru metoda amestecului de acizi (STAS) se folosesc 150 cm^3 soluție NaOH 33 %.

Precizia analizelor la metoda cu topirea umedă este mai mult influențată de calitatea reactivilor, însă se pot obține rezultate concludente (tabela 1).

Tabela 1

Marcaj	Tipul oțelului	N% găsit
A	slab aliat cu Cr—Ti—Al	0,008 ; 0,0075
B	slab aliat cu Cr—Ti—Al + + 0,009 % N_2	0,016 ; 0,0155
C	slab aliat cu Cr—Ti—Al + + 0,018 % N_2	0,024 ; 0,0235
D	înalt aliat cu Cr—Nb	0,020
E	înalt aliat cu Cr—Nb + + 0,035 % N_2	0,053
F	înalt aliat cu Cr—Nb + + 0,045 % N_2	0,067

Obs. : azotul a fost adăugat ca Fe—Cr—N la elaborarea oțelului.

Aparatura pentru distilarea amoniacului. Aparatele prevăzute cu dispozitive pentru evacuarea automată a lichidului din balonul de distilare, cu dispozitive care împiedică aruncarea lichidului din balon la umplere și avînd aducerea curentului puternic de abur din afară (distilarea a 100 cm^3 lichid trebuie să dureze circa 25 min) sînt cele mai reușite. Legăturile între piese făcute cu dopuri de cauciuc sau șlifuri rotunde trebuie să fie preferate șlifurilor obișnuite (fig. 1).

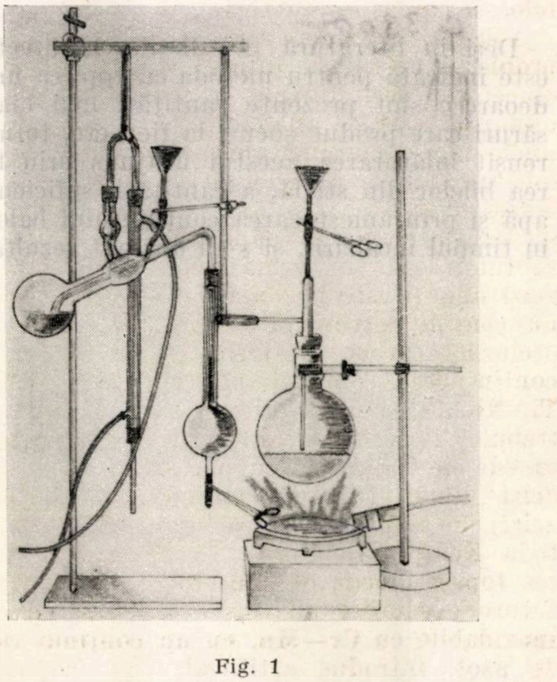


Fig. 1

În laboratorul ICEM se folosește și un aparat (fig. 1) cu distilarea directă, care este compus dintr-un balon de 750 cm^3 cu gît lung din sticlă Razotherm, prevăzut cu dispozitiv pentru captarea picăturilor și cu pîlnie și legat cu ajutorul tubului de legătură cu refrigerentul cu bule și alonje, confecţionaţi din sticlă rezistentă la acizi. Balonul se montează în poziţia verticală sau înclinată şi poate să fie schimbat fără demontarea aparatului. Construcţia permite agitarea balonului montat în aparat (fig. 2).

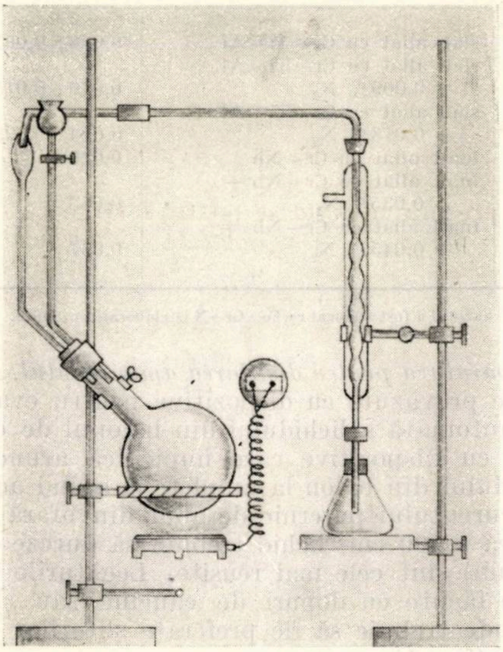


Fig. 2

Deşi în literatură [1] distilarea directă nu este indicată pentru metoda cu topirea umedă, deoarece sînt prezente cantităţi mai mari de săruri care produc şocuri la fierbere, totuşi s-a reuşit înlăturarea acestui neajuns prin folosirea bilelor din sticlă, a cantităţii suficiente de apă şi prin amestecarea conţinutului balonului în timpul încălzirii, şi s-au obţinut rezultate la fel de precise ca şi în cazul distilării indirecte (cu abur din balon cu apa acidulată), deşi proba martor poate să depăşească uneori limitele indicate mai sus.

Acest aparat poate să fie folosit numai pentru soluţia care nu conţine acizi volatili (tubul pîlniei nu ajunge pînă la fundul balonului), volumul total de lichid din balon trebuie să fie de 500 cm^3 şi sînt suficienţi 100 cm^3 de distilat pentru metoda Kijeldhall, adunaţi, în 40 min.

Şpanul de oţel folosit la analiză se ia după îndepărtarea stratului superficial, trebuie să fie mărunt pentru a nu reflecta segregaţiile locale de azot şi nu trebuie să prezinţe culori de călire cel puţin pentru oţeluri aliate.

În legătură cu greutatea probei care se ia în analiză, în funcţie de conţinutul azotului, este utilă folosirea următoarelor cîntăriri : pînă la 0,1% N_2 — 3,5 g ; între 0,1 — 0,3% N — 1 g şi peste 0,3% N_2 — 0,5 g. Dizolvarea se face în aceeaşi cantitate de acid.

Metodele experimentate pentru determinarea azotului din oţeluri carbon şi din oţeluri aliate solubile în acid sulfuric, precum şi aparatura simplă cu distilarea directă, deşi nu rezolvă în integritatea ei problema analizelor de azot din oţeluri, care de altfel mai trebuie să fie studiată, totuşi pot să reprezinte o soluţie pentru satisfacerea necesităţilor imediate.

BIBLIOGRAFIE

[1] Cliacico I. A. *Analiza gazelor şi incluziunilor din oţel*. Moscova, Metallurghizdat, 1953.

[2] Dimav A. M. *Analiza tehnică a minereurilor şi a metalelor*. Moscova, Metallurghizdat, 1949.

[3] Iacovlev P. I. *Analiza tehnică în metalurgie*. Moscova, Metallurghizdat, 1962.

[4] Calmettes J. Revue de Métallurgie, nr. 12, 1959 şi nr. 10, 1960.

[5] Negruş O. Metalurgia, nr. 2, 1964.

CZ 669.01 :533.9

Fenomenul plasmatic și tehnica metalurgiei

Prof. P. DUMITRAȘCU și conf. N. MURGULEȚ

Fenomenul plasmatic, privit ca un efect al procesului hidroelectromagnetic ce are loc la descărcări electromagnetice atît naturale, cît și artificiale, interesează metalurgia prin căldura concentrată la temperatura foarte înaltă pe care plasma o poartă și pe care o transferă materiei cu care vine în contact.

Procesul plasmogen constă din smulgerea și ejectarea de electroni în jet reglabil, dintr-un gaz adecvat care astfel se ionizează, într-un cîmp electromagnetic prevăzut cu răcire constrictivă, deci concentrator de energie calorică.

Termica generată de plasmă, fiind superioară oricărei alte surse termodinamice realizate în industrie, interesează cu deosebire tehnica metalurgiei temperaturilor înalte cu procese rapide : topire (cu disociere de substanță și elaborare de oțeluri și aliaje speciale), acoperire metalică cu pulbere injectată în plasmă, încărcare metalică (cu durificare), tăiere și sudură.

Oțelăriile cu plasma-arc au deja agregate de 2 t capacitate și se așteaptă punerea în producție de agregate de 10 t, iar metalurgia pulberilor a adoptat utilajul plasmogen ca cel mai adecvat specificului său tehnic.

Proiectarea uzinelor și instalațiilor metalurgice urmărește evoluția acestei noi tehnici care realizează calitate, productivitate și economicitate mult sporite față de ceea ce se obține cu tehnica actuală.

Folosirea plasmei cere o înțelegere a fenomenului și face apel la fizica specială a plasmei, la tehnologia și la utilajele specifice respective.

Fizica plasmei este încă în fază incipientă. Cu toate că fenomenul plasmatic este cunoscut de 150 ani, de abia acum 45 de ani a fost cercetat mai de aproape, întîi de fizicienii germani Gerdien și Lotz care, observînd că un arc electric se îndepărta de pereții reci și se apropia de cei calzi, au avut ideea să treacă arcul printr-un orificiu strîmt și puternic răcit, în scopul de a-i concentra energia ; aceasta trebuie să producă o temperatură de $50 \cdot 10^3$K cu un curent continuu de 1 500 A. Experiențele abandonate au fost reluate în America în timpul celui de-al doilea război mondial, cînd s-a precizat ideea celei de-a patra stări a materiei, cu ionizarea controlată și recombinarea punctuală cu degajare de căldură localizată la foarte înaltă temperatură.

De atunci căutări febrile au fost organizate în toate centrele științifice de pe glob în scopul de a explora și cunoaște fenomenul, cu expresiile sale matematice, și a-i exploata industrial caracteristicile.

În prezent încă nu se poate susține că fenomenul plasmatic este perfect cunoscut, dar s-a realizat un fir director care va fi redat mai jos, în mod orientativ, și care înlesnește explicarea procesului și arată limitările lui aplicative actuale.

Plasma în sine definește materia ce se află în starea a patra de agregare din seria succesivă de stări în care ea se găsește în natură (*1* — solidă, *2* — lichidă, *3* — gazoasă, *4* — ionizată, *5* — nucleonică...). În Univers 99,9% din materie se găsește în stare de plasmă, iar pe Pămînt focul, fulgerul și aurora boreală sînt medii de gaze parțial ionizate.

Această stare este produsă de fenomenele naturale (flacăra, descărcarea electrică, fuziunea nucleară) și poate fi reprodusă artificial după același proces : se pompează materiei o energie cinetică crescătoare (W) care să depășească energia internă de legătură (U) a particulelor componente (molecule, atomi, ioni, electroni, nucleoni, mesoni...), eliberîndu-le astfel de interacțiunea lor, progresiv pe treptele stărilor de agregare :

$$W_{pompat\breve{a}} \to U_{solid\breve{a}\text{-}lic.} \to U_{lic\text{-}gaz} \to U_{gaz\text{-}ion}\,(\sim \mathrm{eV}) \to U_{ion\text{-}nucleon}(\sim \mathrm{MeV}) \to U_{nuc.\text{-}mes.}(\sim \mathrm{GeV}) \cdots \quad (1)$$

În același timp, prin pomparea de energie care se acumulează în materie, temperatura crește și materia obținută astfel la o temperatură superioară devine o sursă termică pentru orice altă materie ce se află la o temperatură inferioară, conform legii a II-a a termodinamicii ; temperatura caracterizează sursele termice, le clasifică (în °K) și dă indicații asupra stării de agregare a materiei și asupra procedeului de producere a lor.

În figura 1 este prezentată scara surselor termice.

Procesul arată că temperatura propulsează materia dintr-o stare de agregare în alta, afectînd-o pînă în microstructura sa.

Se știe că microstructura materiei este de tipul sistemului solar : electroni gravitînd în jurul nucleului pe anumite orbite ce reprezintă nivele de energie crescătoare cu raza și cu viteze care le egalează forța centrifugă cu forța de atracție a nucleului.

Ionizarea ce caracterizează această a patra stare a materiei constă în smulgerea unui electron dintr-un atom (anterior neutru), rezultînd astfel, pe de o parte, electronul (cu sarcină negativă) ridicat de pe orbita inițială caracteristică stării fundamentale pe o orbită energetică superioară și, pe de altă parte, atomul mutilat transformat în ion (cu sarcină pozitivă) propriuzis atom în stare excitată.

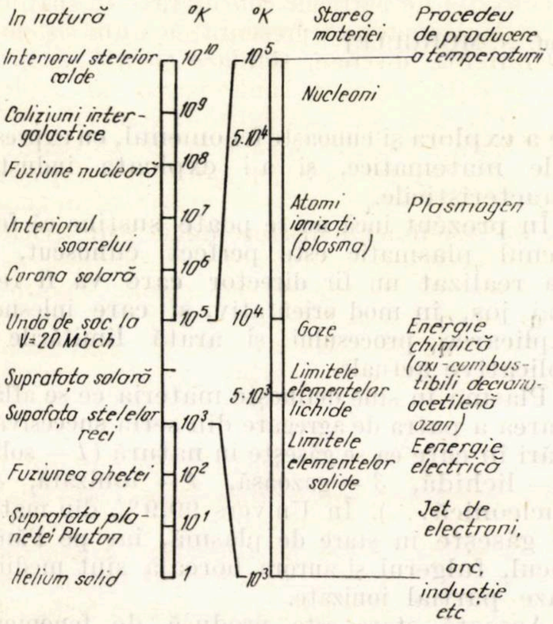

In natură
°K
°K
Starea materiei
Procedeu de producere a temperaturii
Interiorul stelelor calde
Coliziuni inter-galactice
Fuziune nucleară
Interiorul soarelui
Corona solară
Undă de soc la V=20 Mach
Suprafața solară
Supafața stelelor reci
Fuziunea gheței
Suprafața planetei Pluton
Helium solid
10¹⁰
10⁹
10⁸
10⁷
10⁶
10⁵
10³
10²
10¹
1
10⁵
5.10⁴
10⁴
5·10³
10³
Nucleoni
Atomi ionizați (plasma)
Gaze
Limitele elementelor lichide
Limitele elementelor solide
Plasmagen
Energie chimică (oxi-combustibili deciamacetilenă ozon)
Eenergie electrică
Jet de electroni, arc, inducție etc

Fig. 1

Operația se realizează pompînd atomului, cu un jet de electroni străini suficient de accelerați, energia necesară denumită „energia de ionizare E_i" (exprimată în eV = energia cinetică căpătată de un electron ridicat cu o diferență de potențial de 1 V, conform ecuației $\frac{m_e v^2}{2} = \text{eV}$, unde: V este potențialul de ionizare; m_e și v — masa, respectiv viteza electronului din jetul accelerat).

În continuare se mai pot smulge electroni din atomul devenit ion pozitiv, însă pompînd o energie de ionizare succesiv mai mare, pe care atomul o absoarbe. Astfel primul electron al argonului cere o energie de ionizare de 15,7 eV, al doilea de 27,7 eV și al treilea de 40,7 eV.

În sens invers, un electron ridicat pe o orbită energetică superioară E_2, la o stimulare exterioară (electrică, magnetică, mecanică), cade pe orbita inițială E_1 (revine la starea fundamentală), eliberînd diferența de energie dintre cele două orbite, pe care atomul o emite acum sub formă de radiație, fapt de mare importanță și care este folosit în industrie:

$$E_i = E_2 - E_1 = \text{eV}_i = h \cdot \gamma, \qquad (2)$$

unde h este constanta lui Planck și γ — frecvența radiației emise.

Smulgerea electronilor de pe un corp solid (uzual tungsten) drept catod și ejectarea lor din structura atomului cu o energie superioară celei de ionizare $E > E_i$ realizează un jet de electroni (și nu plasmă, deci nu se încadrează în acest studiu); prin accelerare acest jet poate dobîndi viteze foarte mari (de ordinul 10^4km/s), deci energii cinetice foarte importante $\left(m_e \frac{v^2}{2}\right)$; la impactul jetului de electroni cu un alt corp solid această energie se transformă în căldură, realizînd prin aceasta o sursă termică puternică, topitoare care interesează metalurgia. Procedeul nu poate însă funcționa decît sub vid înalt, fapt ce-i limitează aplicarea.

Dacă ridicarea acestor electroni pe orbite superioare se face în mod organizat pe atomi susceptibili de excitare prin aranjamentul orbital al ionilor lor, aceștia permit ca electronii să fie pompați cu o sursă puternică de energie fotonică (cum este cromul din Rubin: crom în matrice de alumină) și în acest caz fotonii servesc și drept stimulatori; aceștia provoacă o emisie intensă de energie tot sub formă de fotoni (cu aceeași lungime de undă, aceeași fază și aceeași direcție ca ale stimulatorilor) printr-un dispozitiv optic de focalizare, agitînd fluxul de electroni în dispozitiv ca într-un rezonator cu cavitate, pînă ce cantitatea de electroni produsă atinge valoarea la care fluxul creat emite o pulsație monocromatică (lumină coerentă și nu plasmă, deci de asemenea nu se încadrează aici) ce se concentrează cu o lentilă specială (la 2 microni), realizînd la impact un efect de perforare prin volatilizarea oricărui material.

Acest fenomen (denumit MASER — Microundă Amplificată prin Stimularea Emisei Radiații, sau LASER, în cazul stimulării cu fotoni, cînd microunda devine undă de lumină), realizează concentrarea maximă de energie obținută pînă în prezent; randamentul procedeului fiind însă încă slab (4%), el nu este folosit în metalurgie, ci numai la lucrări speciale, de cercetare, în laboratoare: microgăurire, microsudură la piesele electronice, microchirurgia celulelor patologice etc. și, ca atare, nu va fi aprofundat aici.

Pentru producerea plasmei procesul de smulgere de electroni se aplică asupra unui curent de gaz disociat în atomi (printr-un joc de temperaturi și presiuni) cu energie de ionizare convenabilă (hidrogen cu $E_i = 13{,}5$ eV, sau argon cu $E_i = 15{,}7$ eV); și aici se urmărește ejectarea electronilor din structura atomului, obținînd însă acum un mediu ionizat, un amestec de: N atomi neutri (intacți), n_i ioni (pozitivi) și n_e electroni. Mediul obținut este instabil; în el pot avea loc oscilații de particule analoge celor dintr-un mediu gelatinos, fapt ce a făcut pe Langmuir, în 1923, să-l denumească „plasmă".

În figura 2 se prezintă variația gradului de ionizare a hidrogenului în funcție de T și P.

Producerea plasmei (propriu-zis ionizarea) se face supunînd curentul de gaz sub influența unui cîmp electric, produs fie prin diferența de potențial între doi electrozi, fie prin inducție, unde au loc frecvente coliziuni neelastice între atomii neutri ai gazului și particulele accelerate sub diferența de potențial aplicată, respectiv de cîmpul electric; aceste particule sînt în primul rînd electroni e^-, a căror energie cinetică la impact în coliziunea cu atomul A trebuie să fie cel puțin egală cu energia de ionizare a gazului eV_i:

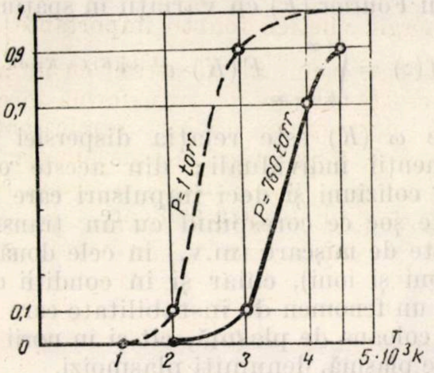


Fig. 2

$$e^- + A \rightarrow 2\ e^- + A^+ \qquad (3)$$

și în mai mică măsură ioni A^+, energia lor cinetică în coliziunea cu particulele de gaz neionizate B trebuind să fie cu mult mai mare (0,1 MeV_i):

$$A^+ + B \rightarrow A^+ + B^+ + e^- \qquad (4)$$

Procesul de dezagregare se caracterizează prin gradul de dezagregare (ionizare) α (cu notațiile de mai sus):

$$\alpha = \frac{n_{i+e}}{n_{i+e} + N} = f(T, P), \qquad (5)$$

care variază între valoarea 0 (gaz ordinar) și 1 (plasmă totală).

Plasma este astfel considerată drept o configurație de ionizare termică în stare de echilibru instantaneu (α T, n, E sînt în interdependență) la un grad de ionizare exprimat de formula lui Saha [1]:

$$\alpha = \frac{g_e \cdot g_i}{g_a} \left(\frac{2\pi\, m\, k\, T}{h^3} \right)^{\frac{3}{2}} e^{-\frac{E_i}{KT}}, \qquad (6)$$

în care: $g_{e,i,a}$ este greutatea statistică a unui electron, ion, atom: m — masa electronului; K, h — constanta lui Boltzmann, respectiv a lui Planck; e — baza logaritmilor naturali; E_i — energia de ionizare a elementului respectiv.

Elementul activ al procesului este particula rezultată care, în continua sa mișcare, transportă energia absorbită la ionizare.

Fenomenul în sine este discret (compus din evenimente discrete: mișcarea particulelor energetice) și studiul său se poate concentra asupra unei astfel de particule considerate în spațiul Ω al lui Boltzmann; reprezentarea unui sistem de evenimente discrete, similare cu ale particulei din poziția (x, y, z) simbolizată cu x drept variabilă continuă a spațiului asociat, este o funcție f (X) în care (X) simbolizează coordonatele de integrare ale evenimentelor; dar atunci funcția continuă nu poate reprezenta un ansamblu de evenimente discrete decît prin asocierea acestuia cu funcția filtrantă, binecunoscută, a lui Dirac „δ" care reține numai valorile în jurul poziției considerate, anulînd pe toate celelalte de la $-\infty$ la $+\infty$ și reprezentarea sistemului plasmatic revine astfel la expresia:

$$f\ (x) = f\ (X)\ \delta\ (X - x)\ d\ X \qquad (7)$$

Această expresie reprezintă formularea matematică a modelului fizic adoptat. Dar variabila (x, y, z) este aleatoare și mișcarea punctelor de mase desemnate de această variabilă este în acord cu mecanica clasică; variația în timp a funcției de distribuție f în spațiu-fază, adică densitatea f (p_i, q_i) definită prin variabilele canonice p_i q_i ale particulei din poziția p, corespunzînd la toate gradele de libertate, reprezintă propriu-zis curgerea sistemului de particule (curentul) în acel spațiu; mișcarea individuală a acestor particule poate fi derivată dintr-un hamiltonian H (expresia nivelului energetic al spațiului în care evoluează particula):

$$H = c \left\{ m_0^2\, c^2 + \left(\boldsymbol{p} - \frac{e}{c} \boldsymbol{A} \right)^2 \right\}^{\frac{1}{2}} + e\, \text{Ø}, \qquad (8)$$

unde: c este viteza luminii; m_0 — masa particulei în stare de repaus; $\boldsymbol{p}$ — vectorul de poziție; e — sarcina electronului; $\boldsymbol{A}$ — vectorul potențial; Ø — unghiul razei poziției.

Așa fiind, curgerea sistemului de particule (modelul fluid al curenților celor doi componenți încărcați electric: gazul de electroni negativi și ionii pozitivi) este un multicurent în care au loc coliziuni între componenți și reprezentarea în spațiu-fază este obligatorie; aceasta se exprimă prin ecuația diferențială a lui Liouville [2]:

$$\frac{\partial f}{\partial t} + [f,\ H] = 0, \qquad (9)$$

în care parantezele Poisson [ ] indică diferența produsurilor derivatelor parțiale ale lui f și H alternate în raport cu cele două variabile canonice q_i și p_i ale spațiului fază:

$$\left(\frac{\partial H}{\partial p_i} \cdot \frac{\partial f}{\partial q_i} - \frac{\partial H}{\partial q_i} \cdot \frac{\partial f}{\partial p_i} \right). \qquad (10)$$

Dat fiind importanţa ordinului de mărime a vitezei componenţilor, Boltzmann a transformat ecuaţia lui Liouville din spaţiu-fază în spaţiu-viteză şi, ţinînd seama de viteza mult mai mare a electronilor, a stabilit pentru gazul electronic ecuaţia relativistică, iar pentru gazul ionic ecuaţia nerelativistică, ambele cuplate exprimînd astfel mişcarea modelului bifluid.

Diferenţa de viteze între cei doi componenţi produce o forţă de fricţiune care intervine în echilibrul configuraţiei plasmei.

Echilibrul plasmatic este complex; cel mai simplu echilibru este acela în care plasma este izotermă, nelimitată şi liberă de orice cîmp intern macroscopic (ca în coloana pozitivă a marilor descărcări electrice); complexitatea echilibrului creşte cu limitarea, cu reţinerea plasmei care introduce gradienţi de densitate şi temperatură, deci presiuni care produc scurgeri periferice; stabilirea echilibrului se realizează fie prin aport de plasmă proaspătă în acelaşi debit ca scurgerea, fie printr-un sistem de forţe de contrapresiune, denumite forţe de reţinere (forţe gravitaţionale pentru fenomenul la scară cosmică, respectiv forţe electromagnetice, pentru fenomenul la scară de laborator sau industrială).

Forţele de reţinere sînt generate de cîmpuri magnetice interne şi externe plasmei şi exercită un efect constrictiv asupra curentului plasmatic.

Energia totală W, conţinută de o configuraţie plasmatică, însumează patru componente: energia termică, energia cinetică, energia stocată în cîmpurile electrice interne şi energia stocată în cîmpurile magnetice interne:

$$W = W_T + W_K + W_E + W_M \qquad (11)$$

Aceste energii constituie rezervoare de energie şi sînt mutual cuplate prin mişcarea şi prin distribuţia particulelor plasmatice, fapt ce dă naştere la un schimb de energie oscilant sau unidirecţional între ele, cu efect de instabilitate asupra plasmei.

Fenomenul constă dintr-un proces oscilant al electronilor, un proces oscilant al ionilor şi o desfăşurare a conversiei energiei într-o singură direcţie, de exemplu din termică în electrică:

$$E_T = \frac{c}{e}\int_{l_1}^{l_2} \mathrm{grad}\ T\,dl \quad \text{şi} \quad I = l^{-1} A\sigma_T E_T, \qquad (12)$$

unde:

l este lungimea conductorului de plasmă considerat;

A — secţiunea;

σ — conductivitatea electrică.

Mişcarea oscilantă are loc în spaţiul liber şi undele oscilante de înaltă frecvenţă pot fi reprezentate prin derivarea ecuaţiilor lui Maxwell (cu notaţiile anterioare):

$$\mathrm{Rot}\cdot\mathrm{Rot}\ E - \frac{1}{c^2}\frac{\partial^2 E}{\partial t^2} = 0, \qquad (13)$$

în care energia electrică a undelor electronice se transformă în energie magnetică la fiecare jumătate de ciclu, în timp ce energia cinetică a ionilor (pozitivi) este convertită în energie electromagnetică şi viceversa.

Propagarea în plasmă a acestor oscilaţii de amplitudine mică poate fi exprimată prin componenţii Fourier (F) cu variaţii în spaţiu-timp:

$$f(z) = \int_{K=-\infty}^{+\infty} F(K)\cdot e^{J\,[\omega(K)\,t + Kz]\,dK}, \qquad (14)$$

în care ω (K) este relaţia dispersiei pentru componenţii individuali; din aceste oscilaţii rezultă coliziuni şi deci impulsuri care produc unde de şoc ce corespund cu un transfer de cantitate de mişcare (m.v.) în cele două fluide (electroni şi ioni), chiar şi în condiţii de vid.

Este un fenomen de instabilitate care are loc atît în coloana de plasmă, cît şi în norii individuali de plasmă, denumiţi plasmoizi.

Deci plasma este într-o stare de neechilibru şi comportarea ei în aceste condiţii se urmăreşte printr-o teorie cinetică a configuraţiei care face apel la teoria probabilităţii şi în special la aceea dezvoltată în ultimul timp de Kolmogoroff [3], foarte adecvată pentru o plasmă reactantă multicomponentă.

Scopul în acest caz este de a stabili ecuaţia generalizată de transport, nu atît pentru un formalism pur matematic, ci mai degrabă pentru a preciza o teorie fizică generalizată cu o bază matematică satisfăcătoare, care să permită o exploatare industrială cît mai adecvată şi eficientă.

Astfel, se pleacă de la ecuaţia lui Liouville (9), se schimbă variabila dinamică:

$$\bar{\alpha}\ (\boldsymbol{x},t) = <\alpha;\ \boldsymbol{f}>, \qquad (15)$$

se derivează parţial şi se substituie expresiile în ecuaţia lui Liouville, obţinînd ecuaţia de transport, dar această ecuaţie este încă nerezolvată. Se speră totuşi că prin metoda Monte-Carlo şi cu ordinatoare se va rezolva; pînă atunci tehnica plasmatică progresează lent şi prin tatonări.

Cercetătorii din fizica plasmei sînt de acord că atît teoria cinetică a comportării plasmei, cît şi teoria transportului de energie (cu descrierea stochastică a fizicii plasmei şi ecuaţia macroscopică a modificării pentru amestecurile reactante derivată din teoria lichidelor a lui Kirkwood) vor preocupa încă multă vreme pe oamenii de ştiinţă [4].

Tehnica însă procedează prin aproximări succesive ameliorante, şi în cazul plasmei a pus deja în aplicaţie faptul practic că plasma este o sursă concentrată de căldură la temperatură foarte înaltă, urmînd ca ulterior, cînd cinetica şi transportul energetic plasmatic vor fi cunoscute cu precizie, aplicaţiile industriale actuale să facă salturi calitative sperate.

Ca atare, tehnica metalurgiei folosește curent în exploatare, cu succes, fondul calorific al plasmei în operațiile de topire în primul rînd, și apoi, cu tatonări de durată în stadiu experimental, termochimia substanțelor metalurgice la temperaturile foarte înalte în mediul plasmatic, deoarece acest proces este slab cunoscut și știința nu oferă încă posibilitatea de a-l exploata.

BIBLIOGRAFIE

[1] Gérard Denis și I. L. Gasquet. *Les chalumeaux à plasma.* La Machine Moderne, 1964, p. 61–64.

[2] Linhart I. G. *Plasma Physics* (European Organization for Nuclear Research). Amsterdam, 1960, p. 58.

[3] Kolmogaroff A. N. *Foundations of the Theory of Probability.* New York, Chelsea Publications, 1950.

[4] Kaeppeler H. J. *Stochastic foundation of generalized macroscopic equations of change in a reacting plasma.* Conference on extremely high temperatures. Wiley, New York, 1958, p. 147–167.

CZ 621.73 :621.775 :31(498)

Stadiul actual și perspectivele dezvoltării producției de piese forjate în Republica Socialistă România

Ing. M. PRIDVORNIC

Institutul de cercetări tehnologice pentru construcții de mașini

În ultimii 20 de ani producția de piese forjate a cunoscut în țara noastră o mare dezvoltare atît sub aspectul cantitativ, cît și sub cel calitativ. Acest lucru a fost posibil ca urmare a dezvoltării impetuoase a ramurii constructoare de mașini și a cerințelor ei crescînde de piese forjate liber, matrițate sau ambutisate. În special, producția de autocamioane, tractoare, rulmenți, elemente de asamblare și utilaj greu (energetic și chimic), datorită dezvoltării pe care a luat-o, a determinat, la rîndul ei, creșterea într-un ritm susținut a producției de piese forjate.

Prelucrarea metalelor prin deformări plastice a crescut într-un ritm susținut și ca urmare a avantajelor tehnice și economice pe care le prezintă în raport cu alte procedee de prelucrare a metalelor (așchiere sau turnare), în special în cazul seriilor mari de fabricație.

În ultimii cinci ani (1960–1965) producția de piese forjate a țării noastre a crescut într-un ritm mediu anual de 13,3% ca tonaj. La sfîrșitul anului 1965 această producție reprezenta circa 8,1% din producția de oțel lichid a țării. Pentru perioada următoare (1966–1970) este prevăzut ca ritmul mediu anual de creștere a producției de piese forjate să atingă cifra de 16%. Acest lucru este explicabil avînd în vedere că se vor dezvolta producțiile de autocamioane, tractoare, automobile, utilaj energetic, chimic, naval, care sînt mari consumatori de piese matrițate, forjate liber și ambutisate.

Paralel cu creșterea producției, în perioada 1960–1965 s-a înregistrat și o îmbunătățire a structurii acesteia, în sensul creșterii procentuale a ponderii pieselor matrițate. Astfel, dacă la începutul anului 1960 piesele matrițate reprezentau 52,0% (ca tonaj) din întreaga producție de piese (forjate liber și matrițate), în anul 1965 ponderea acestora a crescut la 59%. Necesarul de piese matrițate va ajunge, în 1970, la circa 62% din totalul producției secțiilor de forjă.

În figura 1 este prezentată structura producției pieselor matrițate pe grupe de mase în diverse forje. După cum se vede din această figură majoritatea pieselor matrițate cu mase peste 15 kg se matrițează numai în patru grupe de forjă (auto și tractoare, utilaj chimic, utilaj greu, forje mari cu specific de matrițare). Existența unei producții de piese matrițate grele, în serii mici, în diverse forje mici, este în general neindicată. De exemplu, în forjele mici cu specific universal de matrițare 2,6% din producție sînt piese cu peste 15 kg, în forjele mici diverse, 10,6% etc. Seriile mici și rar întîlnite de piese peste 15 kg în aceste forje fac nerentabilă producția lor care în viitor va trebui redistribuită secțiilor specializate și dotate corespunzător pentru acest gen de fabricație.

În 1965 peste jumătate din producție (57,7%) a fost realizată în secții de forjă mari cu o producție anuală de peste 7 500 t (tabela 1). Numărul acestor forje este totuși mic în prezent (13,9% din numărul total). Cele mai numeroase sînt forjele mici (45,1%), în special cele din subgrupa a căror producție anuală este sub 500 t. Forjele mici nu realizează decît 8,8% din totalul producției de piese forjate deși, așa cum s-a văzut, aceste forje sînt cele mai numeroase.

Din experiența multor secții de forjă a rezultat că este rentabilă și necesară centralizarea producției în secții mari. Indicii tehnico-economici ai acestor secții sînt superiori celor obținuți în secțiile mici. Față de această situație se manifestă tot mai puternic tendința de concentrare a producției în secții mari, dotate cu utilaje moderne. În astfel de secții pot fi aplicate cele mai avansate metode de lucru: tehnologia prelucrării pe grupe tehnologice, utilizarea intensivă și extensivă a utilajelor etc.

Tabela 1

Grupa	Producția anuală, t/an	Ponderea ca număr de unități, %		Ponderea ca producție din totalul producției anului 1965, %	
Forje mici	500 501— 1 000	34,2 10,9	45,1	6,7 2,1	8,8
Forje mijlocii	1 001— 3 000 3 001— 5 000 5 001— 7 500	20,5 10,9 9,6	41,0	8,7 10,0 14,8	33,5
Forje mari	7 501—10 000 10 001—15 000 peste 15 000	5,5 2,9 5,5	13,9	12,6 13,3 31,8	57,7
	TOTAL:	100	100	100	100

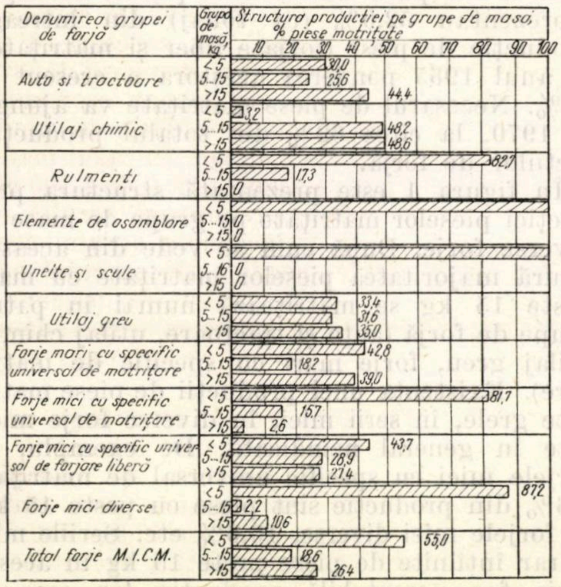


Fig. 1

Tendința de centralizare și specializare a producției va caracteriza și producția noastră de piese forjate în toate etapele perioadei de perspectivă. Se preconizează construcția unor importante obiective noi care vor produce centralizat piese specifice industriei de automobile și tractoare, utilaj chimic (secție centralizată de ambutisat funduri groase de recipienți) etc.

Centralizarea producției în țara noastră se va face pe trei căi principale, și anume:

— Extinderea forjelor mari deja existente și dotarea lor corespunzătoare. Ca urmare a acestei acțiuni, ritmul mediu anual de creștere a producției forjelor mari în perioada 1966—1970 va fi cuprins între 15 și 17%.

— Limitarea și în unele cazuri desființarea secțiilor mici de forjă. Ca urmare, ritmul mediu anual de creștere a producției în aceste forje va fi în perioada 1966—1970 numai de 4—5%. Creșterea de producție se va realiza numai pe seama îmbunătățilοr organizatorice a micilor mecanizări sau modernizări, fără investiții importante în utilaje noi.

— Construcția unor obiective noi, moderne, dotate la nivelul tehnicii mondiale. Se prevede că la nivelul anului 1970 noile secții de forjă vor produce circa 30% din producția totală.

Din totalul investițiilor care se vor face în perioada 1966—1970 circa 58% sînt repartizate pentru extinderea secțiilor existente și 42%, pentru construcția unor noi obiective. În centrul atenției vor sta forjele pentru auto și tractoare, pentru extinderea cărora se vor repartiza 21,1% din totalul investiției, afară de investițiile pentru o secție modernă de matrițare de pe lîngă noua fabrică de autoturisme care se va construi în perioada de perspectivă.

Circa 15,3% din investiții se vor aloca forjelor mari, cu specific universal de matrițare.

Ca urmare a acestor măsuri va crește concentrarea producției care va fi realizată în majoritate de întreprinderi mari, dotate corespunzător. Astfel, la nivelul anului 1970 producția forjelor mari va reprezenta circa 70—80% din totalul producției de piese forjate.

În perioada de perspectivă vor trebui să se dezvolte cu precădere unele forje ale căror produse au fost deficitare pînă în prezent. Este vorba în primul rînd de forjele pentru elemente de asamblare a căror producție va înregistra un ritm mediu anual de circa 22% (printre cele mai înalte ritmuri de creștere). De asemenea în ritmuri maxime se vor dezvolta și producțiile forjelor pentru unelte și scule, utilaj greu energetic, metalurgic etc.

Așa cum s-a văzut, în perioada 1960—1965 producția forjelor a crescut într-un ritm mediu anual de 13,3%. Sporirea producției s-a realizat în principal pe seama creșterii parcului de utilaje de presare-forjare. Astfel, ritmul mediu anual de creștere a acestui parc a fost de 5,1%. Structura parcului pe tipodimensiuni, intrat în dotare, a fost în general corespunzătoare. În figura 2 este prezentată structura dotării cu utilaje în perioada 1960—1965, pe grupe mari de utilaje. După cum se vede din această figură, utilajele de forjare liberă au reprezentat 26,10% din totalul utilajelor intrate în dotare. Restul

(73,9%) au fost utilaje de matrițare. Demn de remarcat este și faptul că la utilajele de matrițare s-a insistat asupra celor moderne, cu productivități și parametri în exploatare la nivelul tehnicii actuale. Astfel, maxipresele, mașinile de forjat orizontale (M.F.O.) și utilajele speciale (linii de matrițat piulițe, inele de rulmenți, mașini de forjat radiale etc.) au reprezentat împreună 27,45% din parcul intrat în dotare în perioada trecută. În același timp, utilaje universale cu productivități și precizie de execuție mai mici, de tipul ciocanelor de matrițare, au reprezentat numai 6,89% din același total.

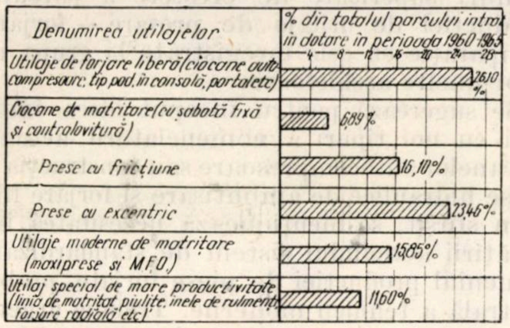


Fig. 2

Dotarea în ritm susținut cu utilaj modern de înaltă tehnicitate a fost făcută cu eforturi financiare mari. Astfel, pentru maxiprese, M.F.O. și utilaje speciale s-au investit peste 70% din totalul fondurilor repartizate pentru achiziționarea de noi utilaje. Rezultă de aici și atenția și răspunderea de care trebuie să se bucure în exploatare utilajele cu tehnicitate înaltă, de tipul celor enumerate mai sus. Este vorba în special de exploatarea intensivă și extensivă a acestor utilaje, precum și de calificarea superioară a personalului de deservire. În perioada trecută au existat deficiențe importante la aceste capitole. De exemplu, unele utilaje moderne au avut un indice de utilizare în timp chiar de sub 50%. Principalele motive au fost: schimburi neprogramate, defecțiuni, schimbarea deasă a matrițelor, deficiențe organizatorice (aprovizionare neritmică cu materiale etc.). Fluctuația de personal (în special productiv) a fost de asemenea mare în unele cazuri și aceasta în dauna specializării și a înaltei calificări necesare în deservirea utilajelor complexe.

Întrucît în perioada de perspectivă se va continua dotarea în ritm susținut cu utilaje de tehnicitate înaltă la nivelul tehnicii mondiale, este absolut necesară înlăturarea deficiențelor semnalate.

În ceea ce privește parcul ciocanelor de matrițare din țara noastră trebuie remarcat faptul că majoritatea absolută o formează ciocanele abur-aer. În componența parcului altor țări (S.U.A. și R.F.G. de exemplu) preponderează ciocanele de matrițare cu cădere liberă. Explicația constă în aceea că randamentul ciocanelor cu cădere liberă este mult mai mare (circa 30%) față de cele cu abur-aer (maximum 5–6%).

Avînd în vedere că în țara noastră (spre deosebire de alte țări) preponderează ciocanele aer-abur, care așa cum s-a văzut au un randament energetic inferior, se impun măsuri menite să ridice rentabilitatea în exploatare a acestor utilaje. În primul rînd este deosebit de interesantă și necesară preîncălzirea aerului comprimat care, cu toate avantajele sale, nu a fost încă extinsă în țara noastră. Preîncălzirea aerului comprimat rece are următoarele consecințe: mărirea volumului de aer comprimat cu circa 22% în ipoteza preîncălzirii de la 20 la 200°C (indicată și realizabilă practic în forjele străine) mărirea lucrului mecanic realizat datorită expansiunii aproape complete care permite utilizarea practic integrală a energiei aerului comprimat (la 1 kg aer aflat la presiunea de 8 kgf/cm^2 se obține fără expansiune un lucru mecanic de 7 400 kgfm, iar cu expansiune completă, de 29 900 kgfm).

În aceste condiții rezultă economii atît de aer comprimat, cît și de energie. De exemplu, pentru a matrița 1 t piese sînt necesari 10^4 m^3 aer comprimat. În cazul unei economii de 22% rezultă $2{,}2 \cdot 10^3$ m^3 aer comprimat economisit sau $2{,}2 \cdot 10^3 \cdot 0{,}05 = 110$ lei/t (dacă se presupune că 1 m^3 aer costă 0,05 lei). În cazul matrițării a 10 000 t piese economia va fi de 1 100 000 lei. Din aceste calcule preliminare rezultă cît de economică ar fi preîncălzirea aerului comprimat în condițiile specifice ale parcului nostru actual de ciocane de matrițare, precum și de forjare liberă. La toate acestea se mai adaugă și faptul că investițiile se recuperează rapid (4 – 12 luni).

În cadrul parcului actual de utilaje de o mare atenție trebuie să se bucure și lucrările de modernizare. Ar fi interesantă, de exemplu, modernizarea ciocanelor aer-abur prin transformarea lor în ciocane electrohidraulice. În R.F.G. astfel de transformări sînt executate în mod curent de firma Lasco. Prin modernizare se obțin unele caracteristici tehnologice și funcționale deosebit de interesante: posibilitatea matrițării fără bavură (datorită unui extractor acționat de la agregatul electrohidraulic), creșterea productivității, a randamentului energetic (de 5–10 ori etc.).

Interesante pentru specificul producției de piese forjate din țara noastră sînt și sistemele de dozare a efortului de presare cu care pot fi prevăzute utilajele de genul ciocanelor, preselor cu fricțiune etc. Astfel de sisteme îmbunătățesc randamentul energetic al utilajelor menționate, făcînd economică exploatarea lor în cazul unor nomenclaturi variate de piese.

În sfîrșit, se mai menționează ca interesantă modernizarea comenzilor în scopul ușurării muncii și măririi productivității utilajelor secțiilor de forjă.

Cu toate realizările obținute în perioada 1960—1965, în actuala dotare a forjelor există încă rămîneri în urmă față de situația existentă pe plan mondial. La această situație contribuie și faptul că încă nu există o producție centralizată în ateliere mari, specializate, singurele care pot asigura o exploatare rațională a celor mai productive utilaje. În afară de aceasta, nici conducerea și nici coordonarea activității secțiilor de forjă nu este unică. Importante secții aparțin diverselor ministere (M.I.P.C., M.I.M., M.I.C.M.) sau industriilor locale.

O altă explicație a situației menționate o constituie și rămînerea în urmă a fabricației de mașini de presare-forjare în țara noastră. Numai 20% din utilajul marilor secții de forjă este de fabricație indigenă, restul fiind din import. Valoarea unitară a utilajelor de forjă este în general foarte mare și achiziția acestora din import se face cu eforturi de investiție deosebite. Cu atît mai interesantă devine problema fabricării în perioada de perspectivă a unor tipuri de utilaje care interesează industria noastră. Stabilirea exactă a tipodimensiunilor de utilaje propuse a fi fabricate în țară trebuie făcută pe baza unor studii tehnico-economice care să țină seamă printre altele și de: experiența acumulată pînă în prezent de constructorii noștri în acest domeniu; de necesarul acestor utilaje în anii viitori și de posibilitățile de export.

Realizările importante obținute în fabricația mașinilor-unelte așchietoare trebuie să stimuleze interesul și convingerea în succesul fabricației de utilaje de presare—forjare românești. De fapt, în toate țările industriale se remarcă ritmuri superioare de creștere a parcului și producției de utilaje de presare — forjare în comparație cu cele înregistrate la grupa mașinilor-unelte așchietoare.

Se sugerează pentru început ideea îmbogățirii cu noi tipuri a nomenclaturii actuale a ciocanelor autocompresoare sau construcția unor prese hidraulice de ambutisare și forjare liberă.

În sfîrșit, se menționează necesitatea îmbunătățirii actualului sistem de standardizare în domeniul producției de piese forjate, problemă centrală a tehnicii moderne. Trebuie urgentată apariția unor acte normative care să reglementeze terminologia, indicatorii tehnico-economici, lubrifianții etc. De asemenea, trebuie intensificată acțiunea de standardizare a pieselor matrițate. În această privință un exemplu poate fi edificator. În producția unor forje pentru elemente de asamblare numai 30% din piese sînt standardizate. Ori tocmai acest gen de produse cu utilizări în toate ramurile industriale se pretează mai bine la standardizarea tipodimensională care trebuie să fie deci mai cuprinzătoare. Consecința imediată va fi mărirea seriei de fabricație și posibilitatea dotării cu utilaje specializate, de înaltă productivitate.

PROTECȚIA MUNCII

CZ 621.762:614.8:628.5

Observații privind protecția, securitatea și igiena muncii la unele tehnologii din domeniul metalurgiei pulberilor

Ing. P. HERȘCOVICI
Institutul de cercetări metalurgice

Atît la elaborarea pulberilor metalice, cît și în procesul tehnologic de obținere a produselor sinterizate sînt o serie de operații la care condițiile de lucru impun măsuri de protecție și de securitate a muncii, caracteristice metalurgiei pulberilor. Fără îndoială că acestea sînt specifice fiecărui tip sau fiecărei compoziții de pulberi sau naturii gazelor folosite la tratamentul termic de sinterizare.

În cele ce urmează se prezintă unele indicații asupra capacității de aprindere, explozivitate și toxicitate a unor pulberi metalice elaborate industrial sau în curs de experimentare în țară, precum și măsurile care se recomandă să fie luate în tehnologiile respective.

Pulberi de fier. În țară, obținerea pulberii de fier este încă în fază pilot, urmînd ca în următorii doi ani să se treacă la o fază industrială. Metodele de obținere, cercetate în fază laborator și pilot, cu rezultate pozitive, sînt cele de reducere a fierului din oxizi, de pulverizare a metalului lichid și de măcinare în mori cu vîrtej. Prin aceste procedee se obțin pulberi de fier în general corespunzătoare pentru a fi incluse în învelișul electrozilor de sudură, folosite la tăierea cu flacără și în compoziția amestecurilor pentru piese sinterizate. Granulația (0,07—0,4 mm, în funcție de destinații) este unul din factorii importanți care determină gradul de aprindere, de explozivitate sau de toxicitate a pulberii.

Din unele date publicate [1] rezultă că pulberile de fier cu granulație fină, sulfura de fier, ferosiliciul, ferovanadiul, precum și pulberile de fier carbonil prezintă tendința de autoaprindere în contact cu aerul sau la încălzirea amestecului cu aerul pînă la anumite temperaturi.

În cazul reducerii cu hidrogen sau cu oxid de carbon la temperaturi joase, de 600—400°C, a oxizilor de fier proveniți din laminare, sau în cazul unei măcinări mecanice înaintate a pulberii sau buretelui de fier în mori turbionare, se pot obține pulberi piroforice. Aceleași pulberi reduse însă la temperaturi mai ridicate (600—900°C) nu se aprind deloc în aer. Caracterul piroforic dispare și în cazul reducerii la temperaturi coborîte, dacă pulberile sînt supuse ulterior unui tratament de recoacere la 800°C.

Sursele de aprindere a pulberilor cu granulație fină pot proveni din frecări, lovituri, descărcări electrice, foc deschis, temperaturi ridicate etc.

Dacă se consideră ca piroforice pulberile cu o granulație mai mică de 0,05 mm, pulberile de fier obținute prin reducere din oxizi sau prin pulverizarea metalului lichid nu se încadrează în aceste categorii. Trebuie luat totuși în considerație faptul că într-adevăr prin aceste metode se obțin pulberi cu o granulație medie mai mare decît cea menționată, dar nu se exclude prezența unor particule mult mai mici atît la obținerea pulberilor, cît și la folosirea acestora.

În ceea ce privește pulberea de fier obținută în mori turbionare, aceasta este considerată piroforică, fără să se țină seamă de gradul de dispersie al pulberilor. O mare influență asupra capacității de aprindere a pulberilor o are starea superficială a pulberilor (gradul de oxidare) și umiditatea aerului, care poate intra în acțiune cu pulberea, contribuind la accelerarea oxidării. Capacitatea de aprindere a pulberilor poate fi micșorată prin oxidare prealabilă minuțioasă și în limite reduse. Astfel, de exemplu, măcinarea în mori turbionare se execută în atmosferă de gaz inert, la care se adaugă 3—5% oxigen.

Aceste concluzii, de ordin practic, nu sînt în perfectă concordanță cu unele teorii, după care fenomenul piroforic se datorește deformării rețelei cristaline.

Din punct de vedere al explozivității, pulberile de fier sînt clasificate în pulberi cu explozivitate medie sau redusă. Pulberile de fier cele mai explozive sînt cele în stare de suspensie (aerosol), cînd degajarea de căldură în unitatea de timp este foarte mare și deci poate duce la explozii. Astfel, poate fi cazul încărcării în mori a unei cantități prea reduse de pulberi față de capacitatea utilajului, cînd pulberea se poate aprinde sau duce la explozii.

Ultimul aspect al toxicității, indicat de literatură, este apariția, în unele cazuri, pe piele, a unor pete galbene la muncitorii cu activitate îndelungată, dar care dispar la părăsirea locului de muncă. La acțiune îndelungată, Fe_2O_3 poate provoca microfaringite sau modificări fibrogene pulmonare.

Din cele menționate rezultă că pulberile de fier obținute prin metode de reducere din oxizi și prin pulverizarea unui jet de metal lichid nu prezintă pericol, dacă se iau măsurile de protecția muncii recomandate și în special de evitarea obținerii pulberilor cu granulație foarte fină.

Pulberi de cupru. Fabricația pieselor sinterizate — lagăre autoungătoare, piese mecanice, perii, filtre, materiale de fricțiune, contacte — necesită cantități importante de pulberi de cupru. Pulberile de cupru obținute prin metoda electrolitică rezultă cu particule de formă dendritică, cu bună susceptibilitate de presare, cu greutate specifică aparentă mică și de puritate mare (min. 99,5% Cu; max. 0,02% Fe; max. 0,05% Pb; max. 0,005% As; max. 0,4% O_2; max. 0,1% H_2O). În țară, pulberile se produc în două sorturi, în funcție de greutatea liber vărsată și de granulație.

Pulberile de cupru sînt clasificate în pulberi cu capacitate redusă de aprindere [2], dar numai în cazul granulațiilor ultrafine (mai mici de 0,005 mm), cînd pulberile pot deveni piroforice.

În privința toxicității pulberii de cupru, literatura nu dă decît indicații vagi; toxicitatea se poate manifesta la inhalare de praf de cupru. În industrie s-a constatat la unii dintre muncitori și apariția unor dermatoze (iritații ale pielii), care au dispărut la schimbarea locului de muncă.

Se indică lucrul cu mănuși de cauciuc, spălarea deasă pe mîini. Măsurile de protecția muncii la operația de electroliză sînt cele de la electroliza cupru-catod. Pentru operațiile de sinterizare trebuie luate însă măsuri de ventilație, etanșare a agregatelor și purtarea de mască de către muncitori.

Reparațiile se efectuează numai la întreruperea din funcție a agregatelor.

Pulberi de aluminiu. Pulberile de aluminiu sînt utilizate în special ca atare, fabricația pieselor sinterizate de tip SAP fiind încă limitată.

Aluminiul sub formă de granule (pulbere de granulație de 0,5—1 mm) se utilizează în amestecurile exoterme, de care industria siderurgică are nevoie în cantități importante.

Metoda de obținere a acestor granule constă în pulverizarea metalului lichid cu gaz sub presiune. Productivitatea instalației și calitatea pulberii depind în principal de compoziţia şi temperatura de pulverizare a metalului şi de presiunea de pulverizare.

După reacţiile pe care le dezvoltă, amestecurile exoterme se pot clasifica în amestecuri pe bază de termit (pulberi de aluminiu, ţunder şi substanţe de amorsare) şi amestecuri puternice exotermice (pulberi de aluminiu şi compuşi nemetalici producători de oxigen) [3].

Pulberile de aluminiu se mai utilizează în procedeul aluminotermic de obţinere a unor metale şi feroaliaje (Mn, Cr—Al), un factor important fiind granulaţia (optim 0,1—1 mm în cantitate de min. 80%).

În fine, pulberile de granulaţie foarte fină de formă lamelară, obţinute prin metoda măcinării înaintate şi cu suprafaţă specifică mare, se utilizează în industria chimică de coloranţi şi în fabricaţia gazobetoanelor. Literatura de specialitate dă indicaţii variate în ceea ce priveşte reactivitatea pulberii de aluminiu, deşi este cunoscut faptul că aceste pulberi, dacă sînt dispersate în aer, pot crea un nor de praf care va arde cu violenţă de explozie dacă este aprins. Susceptibilitatea de aprindere este cu atît mai mare, cu cît particulele sînt mai fine [4].

Se consideră că problema explozivităţii pulberilor de aluminiu trebuie privită sub aspecte separate, şi anume: cele privitoare la instalaţiile de pulverizare, unde se obţin în majoritate fracţiuni de pulberi de aluminiu de granulaţie peste 0,5 mm, şi aspectele privitoare la procedeele de măcinare, unde se obţin pulberi lamelare foarte fine şi cu suprafaţă specifică mare.

În cele ce urmează se vor detalia unele aspecte privitoare la prima categorie, recomandările de protecţie şi securitate a muncii fiind obţinute în urma cercetărilor şi experienţei I.C.E.M., ICEMIN (filiala Petroşeni), uzinelor ,,Laromet”—Bucureşti, Combinatului electrochimic Bitterfeld (R.D.G.), a indicaţiilor primite din partea Institutului de metaloceramică şi aliaje speciale a Academiei S.S.R. din Kiev (U.R.S.S.), a Institutului de metalurgie neferoasă din Glivice (R.P.P.), precum şi a unor indicaţii din literatură [5], [6], [7].

Fabricarea pulberilor de aluminiu poate prezenta pericol de incendiu şi explozie în toate stadiile procesului de pulverizare, dacă nu se iau măsuri pentru evitarea formării unui praf fin de aluminiu care în suspensie în aer este un material piroforic şi potenţial exploziv. Cauzele arderilor şi exploziilor sînt diferite.

Astfel, autoaprinderea pulberilor datorită efectului caloric al reacţiei de oxidare se poate produce în locurile de aglomerare a particulelor pe suprafeţe; dacă cantitatea de căldură care se degajă la oxidare întrece cantitatea de căldură care se evacuează în mediul înconjurător se poate produce explozie.

Accidentele se mai pot produce datorită unei surse de foc deschis, producerii de scîntei (eventual scurtcircuit) sau depăşirii concentraţiei. De asemenea, umiditatea accelerează puternic tendinţa de oxidare a pulberii de aluminiu.

Presiunile maxime care pot apărea la exploziile pulberilor de aluminiu sînt mai mari decît exploziile altor amestecuri (pulberi de aluminiu — aer 11,6 at, faţă de gaz iluminat — aer 6,3 at, benzină — aer 7,5 at, oxigen — hidrogen 9,7 at). Aceste valori se referă la pulberile de aluminiu măcinate.

Pentru ca să nu aibă loc explozia, concentraţia de praf nu trebuie să întreacă limita minimă de concentraţie, la care se asigură apropierea necesară între particule, iar aportul de căldură întrece căldura transmisă mediului înconjurător [7]. Pulberile de aluminiu care nu se găsesc în stare de suspensie (tasate) nu reprezintă un material explozibil.

Cercetările pentru studiul explozivităţii pulberii de aluminiu au urmărit: influenţa granulaţiei asupra concentraţiei explozive, temperatura de aprindere, concentraţia limită inferioară şi superioară, sursa de aprindere, presiunea de explozie [5].

În staţia experimentală de la Petroşeni s-au efectuat determinări pe trei tipuri de granulaţii de pulberi, şi anume: tipul I, cu 78% sub 1 μ, tipul II, cu 25% sub 1μ şi 30% între 1 şi 3μ şi tipul III, cu granulaţia cuprinsă între 60 şi 250μ.

Concentraţia limită inferioară, determinată pentru proba I, a fost de 8 mg/l, pentru proba II, de 14 mg/l. Proba III nu a făcut explozie la nici o încercare. Rezultatele concordă cu cele din literatură (7 mg/l pentru o pulbere de granulaţie sub 70μ sau 28 mg/l, pentru ,,pulbere fină”).

La staţia de încercări din Freiberg [6] s-au efectuat cercetări cu trei tipuri de pulberi de aluminiu (tabela 1).

Limita inferioară explozivă pentru pulberea cea mai fină sub formă de nor, în aer, a fost stabilită la 43 g/m^3, la o temperatură de 900°C. Probele 2 şi 3 nu au prezentat puncte de aprindere pînă la 950°C.

La depozitarea pulberilor de aluminiu pe o suprafaţă încălzită la 200°C în aer, în straturi de 10—20 mm, nu s-au constatat aprinderi.

Experimentările efectuate au dus la concluzia că în instalaţiile de producere a granulelor de aluminiu (griş de aluminiu) trebuie luate astfel de măsuri, încît să nu se depăşească temperatura de 900°C şi conţinutul de 43 g/m^3 pulberi fine în aer.

Pentru securitate completă, în instalaţiile industriale s-a montat un dispozitiv de semnalizare, care permite pulverizarea aluminiului la o temperatură de max. 80°C.

Din cercetările efectuate şi din practica industrială a reieşit, de asemenea, o serie de

Tabela 1

Tipul pulberii	Peste 2 mm	2—1 mm	1—0,5 mm	0,5—2 mm	0,2—0,1 mm	0,1—0,075 mm	0,075—0,06 mm	sub 0,06 mm
Praf de aluminiu, %	0	0	0,7	1,5—2	10,8	16,0	12,4	58,5
Griș de aluminiu, %	0,5	2,3	14,5	30,2	27,2	9,3	3,2	12,7
Amestec griș-praf de aluminiu, %	0,9	3,0	15,4	28,8	23,2	9,3	1,4	17,8

recomandări privind fabricația pulberilor de aluminiu. Astfel, pulverizarea se va efectua cu gaze comprimate (azot sau aer) lipsite de umiditate sau ulei, iar la curățarea camerelor de captare se vor folosi numai instrumente din metale neferoase sau din aliajele lor. Instalațiile vor fi montate în hale prevăzute cu acoperiș și deschideri din materiale ușoare, amplasate în principiu la distanță de halele aglomerate cu personal.

În caz de incendiu se va folosi nisip, alumină, magnezită ; este interzisă stingerea pulberilor metalice care ard cu apă sau extinctoare.

Deși pulberea de aluminiu nu este toxică, se vor folosi măști la operațiile de sitare.

Se poate trage concluzia că fabricarea pulberii de aluminiu grobe prin pulverizare (griș de aluminiu) se poate face în țară, luîndu-se toate măsurile de protecția muncii corespunzătoare.

Din trecerea în revistă a principalelor aspecte de protecția muncii în tehnologiile de elaborare și utilizare a unor pulberi metalice (Fe, Cu, Al) rezultă că aceste produse se pot fabrica și utiliza în țară, dacă se iau anumite măsuri de protecție și securitate a muncii, caracteristice fiecărui tip de pulbere în parte.

BIBLIOGRAFIE

[1] Gorohov I. M. *Capacitatea de aprindere, explozivitate și toxicitate a pulberilor și prafurilor de praf și a combinațiilor lor.* Poroșkovaia metallurghia, nr. 1, 1964, p. 105—110.

[2] Arabei B. G. și Salibecov I. E. *Inflamabilitatea unor materiale sub formă de pulbere.* Poroșkovaia metallurghia, nr. 3, 1964, p. 109—112.

[3] * * * *Elaborarea și utilizarea pulberilor metalice în industria metalurgică.* București, I.D.T., 1964, p. 47—55.

[4] Edwards D. și Wray R. I. *Reactivitatea pulberii de aluminiu.* Aluminium paint and powder, New York, 1955, p. 41—46.

[5] Jugureanu N. *Explozivitatea prafului de aluminiu elaborat de ICEM.* Stația Petroșeni, 1960.

[6] Kind W. *Siguranța contra exploziei și protecția muncii la obținerea grișului de aluminiu la Combinatul electrochimic din Bitterfeld,* 1965.

[7] Gorohov I. M. *Tehnica securității muncii la fabricarea pulberii de aluminiu prin pulverizare.* Institutul de cercetări metaloceramice și aliaje speciale. Kiev, 1960.

LUCRĂRI DE SINTEZĂ

CZ 669.13(498)

Din trecutul producției de fontă în regiunea Munților Poiana Ruscă (I)

N. PILLY
Uzina „Victoria" — Călan

Pe teritoriul țării noastre primele furnale au fost amplasate astfel, încît acestea să aibă, în imediata apropiere, minereuri, fondanți și păduri care să asigure lemnul pentru mangalizarea pe o perioadă cît mai lungă de timp. Consumul de materii prime fiind foarte mare pe unitatea de produs, pînă la 6 t și chiar mai mult, o astfel de amplasare era o cerință de bază.

Acționarea exclusivă a foalelor cu ajutorul roților hidraulice mai impunea asigurarea unui debit suficient de apă pe tot timpul anului. De aceea, primele furnale sînt amplasate totdeauna lîngă o apă curgătoare.

Regiunile unde apar furnale pe teritoriul țării noastre sînt cele ale munților Banatului, Poiana Ruscă, Harghita, Codrului și Lăpușului (tabela 1).

Cele 33 secții de furnale care au funcționat aici (și cunoscute pînă în prezent) au fost enumerate în tabela 10 atît alături de anul de apariție a primului furnal, cît și al numărului total de furnale construite pe parcurs. S-a cercetat perioada pînă în anul 1905 [1] — [7].

Primele furnale apărute la noi au fost de tipul cu creuzet deschis. Fonta se transforma de obicei în oțel în apropierea furnalelor sau a fost turnată direct în piese, iar mai tîrziu și după o a doua topire.

Tabela 1

Localitatea	Anul	Nr. de furnale
Oravița	1718	1
Bocșa	1719	2
Luncani	1720	1
Toplița	1754 ?	
	exista în 1787	1
Reșița	1771	4
Iacobeni	1784	3
Govăjdia	1813	1
Rușchita	1828	2
Rusca	cca. 1830	4
Vașcău	1833	1
Petroasa	1843	1
Nădrag	1847	2
Dezna Nouă-Restirata de Sus	1844–1854	1
Restirata de Jos	1844–1854	1
Moniasa	1854	1
Vlahița	exista în 1858	1
Filea	1858	1
Covasna	1858	1
Păduroiu-Strîmbul	1858	1
Căvăran	exista în 1858	1
Sasca	1858	1
Dognecea	1858	2
Anina	1862	4
Lozna	1865	1
Borșa	1866	2
(Gura Humorului)	1866	1
Stulpicani	1866	1
Călan	1871	2
Hunedoara	1884	5

În regiunea Munților Poiana Ruscă, datorită condițiilor naturale în general prielnice, au existat în decursul vremii zece secții de furnale despre care se va vorbi în cele ce urmează.

În harta din figura 1 au fost indicate aceste secții.

1. *Luncani.* Furnalul din Luncani a fost pus în funcțiune în anul 1720. În anul 1734 există aici o „fierărie completă" [8].

În a doua jumătate a secolului al XVIII-lea toate muncile la furnalul din Luncani se făceau pe calea robotolui (muncă forțată) atît de către locuitorii din Luncani, cît și de către țăranii de pe moșiile vecine. Această stare de fapt a îndîrjit populația în așa măsură, încît cu ocazia ultimei invazii turcești (în timpul domniei împăratului Iosif) au folosit încurcătura pricinuită, au ucis funcționarii împărătești și au distrus furnalul. Acesta a fost rezidit în anul 1840.

În anul 1865 furnalul din Luncani avea o înălțime de 42 picioare vieneze (13,27 m) și o capacitate de producție de 1 400 t fontă albă și pestriță pe an. Mangalul se fabrica în pădurile proprii cu o suprafață de 14 000 jugăre [6]. În deceniul al VI-lea al secolului trecut, funcționarea furnalului este tot mai necorespunzătoare. Minereurile fiind argiloase, pe timp ploios pe lîngă încărcătura normală de mangal se introduce un același volum de lemne tăiate. Fonta se transportă greu și scump, prin Făget și Lugoj la Oțelul roșu.

În anul 1858 se termină un drum de la Luncani la Rușchița.

La Oțelul roșu în vederea prelucrării fontei de la Rușchița și Luncani, cuptoarele catalane au fost transformate în vetre de afinare apoi, mai tîrziu, au fost construite trei cuptoare de pudlare. În anul 1865 existau la Oțelul roșu șase cuptoare de pudlare [6].

La Luncani minereurile se aflau la o distanță de 1/2 la 3 h de mers de furnal și se găseau în cantități mici [3].

2. *Toplița.* Existența a patru vetre de afinare în anul 1754 arată că de atunci la Toplița se afina fontă. Se poate lua ca sigur faptul că fonta a fost produsă la Toplița deoarece de la cel mai apropiat furnal (Luncani) nu se putea transporta aici fontă, din lipsa unui drum de legătură, iar amplasarea unor vetre de afinare într-o regiune bogată în minereuri cu scopul de a afina fonta produsă în alte regiuni nu a avut nici o rațiune.

Primele date asupra funcționării furnalului parvin abia din anul 1787. În acest an furnalul a funcționat 112 zile, a consumat 1 563 t minereu și a produs 528 t fontă, respectiv 4,72 t/zi. Distrugerea puternică a vetrei a necesitat două opriri ale furnalului pentru reparație în acest an.

În anul 1799 s-a produs pe săptămîna de funcționare 33,8–38,8 t fontă. Scoaterea de fontă din minereu a fost de 37,25–40,50%, iar consumul de mangal, de circa 1905 kg/t fontă (1,25 măsuri, respectiv 6,94 măsuri vieneze pe majă vieneză de fontă). Fonta produsă a fost destinată, în cea mai mare parte, afinării și deci se turna din furnal în blocuri.

În figura 2 se prezintă furnalul cu creuzet deschis de la Toplița după un desen din anul 1 800. Dimensiunile principale ale profilului furnalului au fost: $H_u = 6{,}64$ m ; $d = 0{,}735$ m ; $D = 1{,}58$ m ; $d_1 = 0{,}632$ m. Furnalul avea două guri de aer amplasate la 0,474 m, respectiv la 0,948 m deasupra vetrei, iar pîntecul, la 2,42 m. Vatra avea o ușoară înclinație înspre deschiderea de evacuare a produselor lichide din creuzet.

Fiecare gură de aer a fost alimentată cu aer de la două foale acționate de cîte o roată hidraulică pentru fiecare pereche de foale. Fiecare foală efectua normal 6–7 suflări pe minut, iar în cazul scăderii debitului de apă a rîului Cerna, 4–5 suflări pe minut. Debitul efectiv de aer (calculat după datele anului 1799) a fost de 25,7 Nm³/min, respectiv 1 m³/foală și suflare. Raportat la volumul util, debitul de aer este deosebit de mare : 3,71 Nm³/ min și m³/vol. util.

Producția anuală de fontă (1801–1802) a fost de 1 120 – 1 400t, din care 90% albă, 7,5% cenușie și 2,5% fontă oglindă. Scoaterea de fontă din minereu a fost de 42%.

La furnalul din Toplița se face anual o rezidire pe o înălțime de 1,58 m de la vatră, iar în fiecare 10–12 ani, o rezidire totală.

În anul 1830 dimensiunile principale ale profilului sînt : $H_u = 6{,}798$ m ; $d = d_1 = 0{,}946$ m ; $D = 1{,}817$ m ; înălțimea sacului de cărbune deasupra vetrei $= 2{,}21$ m ; a primei guri de aer $= 0{,}474$ m ; cea de-a doua la 0,527 m deasupra vetrei.

Producția de fontă realizată de furnalul din Toplița este dată în tabela 2.

Tabela 2

Anul	Fontă produsă, t	Anul	Fontă produsă, t
1787	528	1811	2 056
1788	821	1813	23,8
1794	187,5	1814	755
1799	570	1815	394
1801–	1 120–	1825	1 375
1802	1 400	1835	658
1808	716	1836	2 460
1810	995		

Dacă se raportează producția de fontă a anului 1836 la volumul furnalului (din anul 1830) se obține un indice de utilizare deosebit de mare : 0,625 t/m³/zi, totuși mai mic decît cel realizat în anul 1799 (0,747 t/m³/zi) ceea ce se datorește, probabil, unei creșteri mai mari a volumului util, decît a intensității de ardere (t mangal/zi).

În figura 2, *a* și *b* se dau două profile ale furnalului din Toplița și anume cele din anul 1800 (6,94 m³) și cel din anul 1830 (10,91 m³). Se remarcă linia elegantă a profilului din

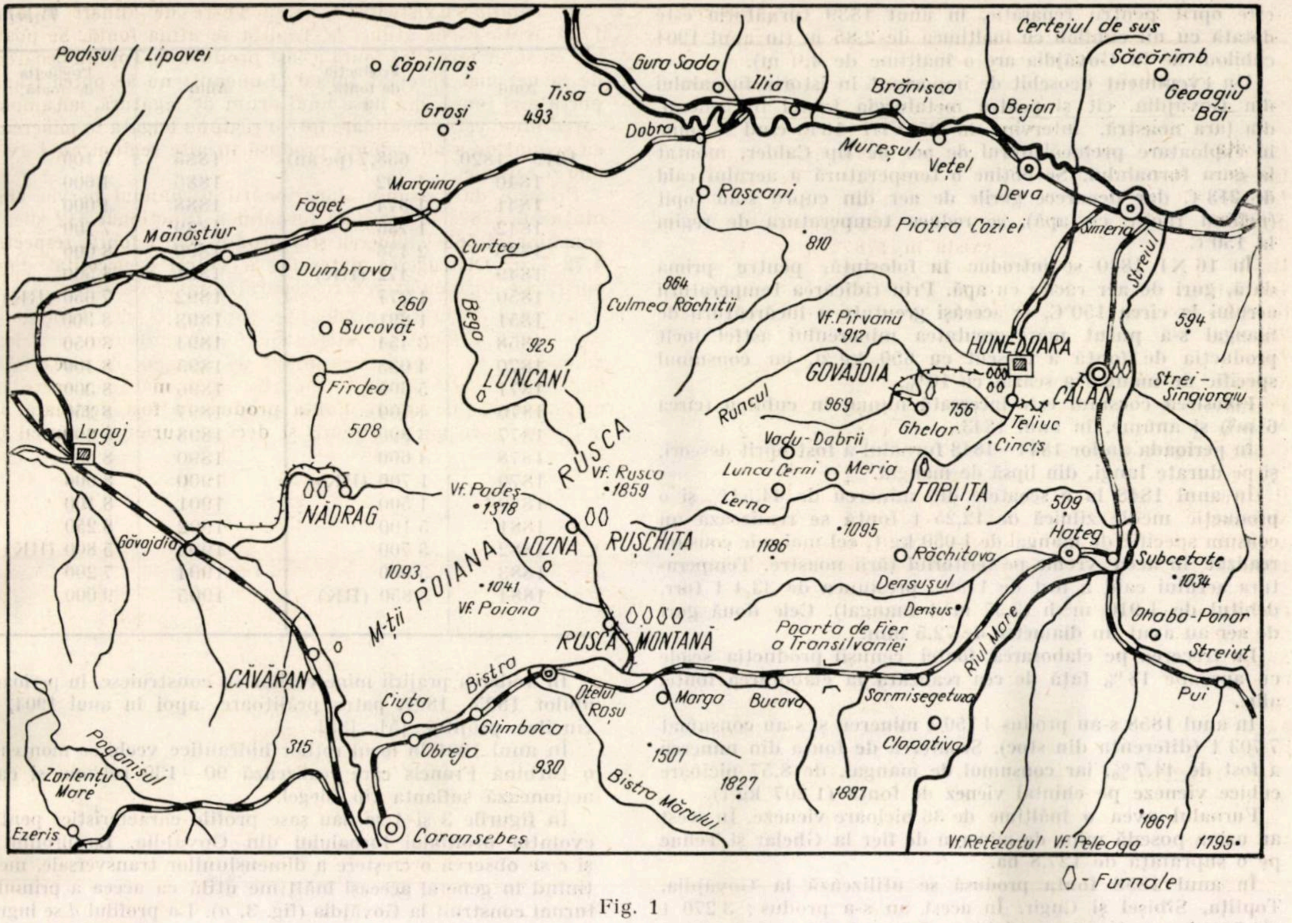

Podișul Lipovei
Căpîlnaș
Tisa
Groși
493
Gura Sada
Ilia
Brănisca
Certejul de sus
Săcărimb
Geoagiu Băi
Dobra
Bejan
Mureșul
Vețel
Deva
Margina
Făget
Mănăștiur
Curtea
Rošcani
Piatra Coziei
Simeria
810
Dumbrava
260
Bega
864
Culmea Răchitii
Streiul
Bucovăț
925
Vf. Pîrvanu
912
594
HUNEDOARA
LUNCANI
Fîrdea
GOVAJDIA
Runcul
CĂLAN
Strei-Singiorgiu
969
756
Teliuc
Ghelar
Cincis
Lugaj
508
RUSCA
Vf. Rusca
1859
Vadu-Dobrii
Lunca Cerni
Meria
Vf. Padeș
1378
Cerna
TOPLIȚA
509
NĂDRAG
1095
Hațeg
LOZNA
RUȘCHIȚA
1186
Răchitova
Subcetate
1034
Găvojdia
Densușul
1093
M-ții POIANA
1041
Vf. Poiana
Densuș
Ohaba-Ponor
RUSCA MONTANĂ
Poarta de Fier a Transilvaniei
Riul Mare
Streiut
CĂVĂRAN
Bistra
Oțelul Roșu
Marga
Bucova
Sarmisegetuza
Pui
Ciuta
Glimboca
315
Obreja
Clopotiva
1507
Zorlențu Mare
Pogănișul
930
Bistra Mărului
1827
1897
Ezeriș
Caransebeș
1867
Vf. Retezatul
Vf. Peleaga
1795
0 - Furnale

Fig. 1

anul 1830 pe baza modificărilor aduse față de profilul din anul 1800. Aceste modificări, care constau în mărirea secțiunilor transversale (și în mai mică măsură a înălțimii) sînt un exemplu de aplicare rațională a unor idei de avangardă. Pentru anul 1799 indicele de utilizare a volumului util obținut la furnalul din Toplița nu a fost realizat de nici un alt furnal.

Din păcate experiența cîștigată cu furnalul din Toplița a fost uitată sau subestimată de conducătorii furnalelor de mai tîrziu, în special de la Hunedoara și Călan, care au preferat utilizarea unor profile neraționale în circulație în Europa de Vest.

În 15 iunie 1837, un incendiu distruge clădirea și instalațiile furnalului și acesta rămîne definitiv scos din funcțiune [1].

3. *Govăjdia*. Construirea uzinei și a furnalului din Govăjdia se începe în anul 1806, dar furnalul este pus în funcțiune abia în aprilie 1813. Prima campanie a acestuia a avut o durată de 7,5 luni în care timp s-a produs o cantitate de 1380,7 t fontă. Furnalul de tipul cu creuzet deschis a avut următoarele dimensiuni principale: $H_u = 9{,}50$ m; $d = 1{,}10$ m; $D = 2{,}15$ m; $d_1 = 1{,}05$ m. Pîntecul se afla la o înălțime de 3,15 m, iar cele două guri de aer, la 0,47, respectiv 0,53 m deasupra vetrei. Foalele acționate cu roți hidraulice efectuează 7—8 suflări/min. Aerul este condus la gurile de aer prin țevi.

În a doua campanie (1814—1820 inclusiv), furnalul a produs 638,7 t fontă cenușie în medie pe an. Scoaterea de fontă din minereu a fost de 40—42 %. Mangalul de fag folosit a fost de calitate foarte bună.

De la sfîrșitul anului 1820 pînă în anul 1837 furnalul a fost oprit.

Dimensiunile noului furnal $H_u = 9{,}50$ m; $d = d_1 = 1{,}20$ m; $D = 2{,}45$ m. Pîntecul furnalului are o înălțime de 0,32 m și se află la o înălțime de 3,00 m deasupra vetrei. Amplasamentul gurilor de aer a rămas același. Diametrul acestora a fost de 45 mm (16 cm²). Presiunea aerului a fost de 48 torr, iar maxima, de 54 torr.

Pentru a crea o continuitate în activitatea turnătoriei de fontă și în perioada cînd furnalul produce fontă albă sau

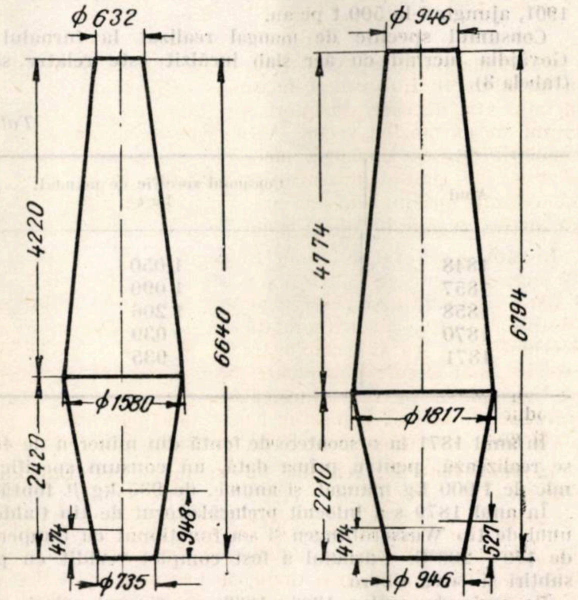

ϕ 632
4220
6640
ϕ 1580
2420
474
948
ϕ 735
Anul 1800 $V_u = 6{,}94\,m^3$
a)
ϕ 946
4774
6794
ϕ 1817
2210
474
527
ϕ 946
Anul 1830 $V_u = 10{,}81\,m^3$
b)

Fig. 2

este oprit pentru reparaţie, în anul 1839 turnătoria este dotată cu un cubilou cu înălţimea de 2,85 m (în anul 1904 cubiloul de la Govăjdia are o înălţime de 4,0 m).

Un eveniment deosebit de important în istoria furnalului din Govăjdia, cît şi pentru metalurgia fontei în general, din ţara noastră, intervine în 25 VIII 1840 cînd se pune în exploatare preîncălzitorul de aer de tip Calder, montat la gura furnalului. Se obţine o temperatură a aerului cald de 213°C dar deoarece gurile de aer din cupru s-au topit (nefiind răcite cu apă), se reduce temperatura de regim la 150°C.

În 16 XI 1840 se introduc în folosinţă, pentru prima dată, guri de aer răcite cu apă. Prin ridicarea temperaturii aerului la circa 150°C, la aceeaşi greutate a încărcăturii de mangal s-a putut mări greutatea minereului astfel încît producţia de fontă a crescut cu 650 kg/zi, iar consumul specific de mangal a scăzut cu 10%.

Folosirea cocsului este încercată numai în cubilou (circa 6 m^3) şi anume, în anul 1843.

În perioada anilor 1844—1848 furnalul a fost oprit deseori, şi pe durate lungi, din lipsă de mangal.

În anul 1848 la o scoatere din minereu de 44,54% şi o producţie medie zilnică de 12,25 t fontă se realizează un consum specific de mangal de 1 050 kg/t, cel mai mic consum realizat în acea vreme pe teritoriul ţării noastre. Temperatura aerului cald a fost de 149°C, presiunea de 33,4 t torr, debitul de 1 910 m^3/h (3,57 m^3/t mangal). Cele două guri de aer au avut un diametru de 72,5 mm.

La trecerea pe elaborarea fontei cenuşii producţia scade cu aproape 18% faţă de cea realizată la elaborarea fontei albe.

În anul 1858 s-au produs 4 750 t minereu şi s-au consumat 7 703 t (diferenţa din stoc). Scoaterea de fontă din minereu a fost de 44,7%, iar consumul de mangal, de 8,57 picioare cubice vieneze pe chintal vienez de fontă (1 207 kg/t).

Furnalul avea o înălţime de 36 picioare vieneze. În acest an uzina posedă mine de minereu de fier la Ghelar şi Teliuc pe o suprafaţă de 127,8 ha.

În anul 1858 fonta produsă se utilizează la Govăjdia, Topliţa, Sibişel şi Cugir. În acest an s-a produs : 3 270 t (94,7%) fontă de afinare şi 184 t (5,3%) fontă cenuşie, total 3 454 t.

Producţia uzinei Govăjdia consta în acel timp din minereuri, fontă, fier forjat (pentru şine, cercuri de roţi), piese pentru pluguri etc. [3].

Turnătoria produce în perioada 1876—1904 circa 200 t piese turnate pe an, cu maxime în anul 1876, 1899, 1900 şi 1901, ajungînd la 500 t pe an.

Consumul specific de mangal realizat la furnalul din Govăjdia lucrînd cu aer slab încălzit este relativ scăzut (tabela 3).

Tabela 3

Anul	Consumul specific de mangal, kg/t
1848	1 050
1857	1 090
1858	1 206
1870	1 039
1871	935

În anul 1871 la o scoatere de fontă din minereu de 45,5% se realizează, pentru prima dată, un consum specific mai mic de 1 000 kg mangal, şi anume, de 935 kg /t fontă.

În anul 1879 s-a înlocuit preîncălzitorul de tip Calder cu unul de tip Wasseralfingen şi s-a funcţionat cu temperaturi de 170 —200°C. Furnalul a fost complet rezidit cu pereţi subţiri şi cuvă liberă.

Pe perioada anilor 1886—1888, pe timpul crizei economice, furnalul a fost scos din exploatare.

Atît producţia realizată pe furnal, cît şi unele reparaţii capitale (notate cu R K) sînt însemnate în tabela 4 [1], [3], [9].

Tabela 4

Anul	Producţia de fontă, t	Anul	Producţia de fontă, t
1819—1820	638,7 (pe an)	1885	5 100
1840	1 492	1886	4 600
1841	1 374	1888	4 000
1842	1 786	1889	7 700
1848	2 438	1890	8 000
1849	472 (RK)	1891	8 500
1850	1 277	1892	7 650 (RK)
1851	1 891	1893	8 300
1858	3 454	1894	8 050
1870	4 033	1895	8 400
1871	5 605	1896	8 500
1876	4 700	1897	8 250
1877	3 900	1898	8 800
1878	4 600	1890	8 800
1879	1 700 (RK)	1900	8 000
1880	1 500	1901	8 100
1881	5 100	1902	8 250
1882	5 700	1903	5 800 (RK)
1883	5 000	1904	7 200
1884	3 850 (RK)	1905	9 000

În vederea prăjirii minereurilor se construiesc, în perioada anilor 1895—1897, patru prăjitoare, apoi în anul 1904, al cincilea prăjitor [5], [35].

În anul 1901 în locul roţilor hidraulice vechi se montează o turbină Francis care realizează 90—130 rot/min şi care acţionează suflanta tip Siegel.

În figurile 3 şi 4 se dau şase profile caracteristice pentru evoluţia profilului furnalului din Govăjdia. La profilul *d* şi *c* se observă o creştere a dimensiunilor transversale, menţinînd în general aceeaşi înălţime utilă ca aceea a primului furnal construit la Govăjdia (fig. 3, *a*). La profilul *d* se îngustează nejustificat creuzetul şi se prelungeşte cuva probabil pentru a realiza o strangulare la gura de încărcare în scopul creşterii debitului de gaz trimis prin orificiul practicat (în gura de încărcare), în vederea alimentării preîncălzitorului Calder montat acolo. Înălţimea medie de încărcare rămîne aceeaşi ca şi la profilul precedent, pentru a nu astupa cu materiale acest orificiu.

La profilul *e* se îngustează din nou creuzetul, se lărgeşte diametrul gurii de încărcare şi se reduce înălţimea utilă (ultima probabil datorită captării gazului cu ajutorul unui aparat tip Pfort).

În anul 1903, cu ocazia reparaţiei capitale, se modernizează din nou furnalul şi anexele. Între anii 1903—1905 se dau în exploatare două preîncălzitoare cu ţevi verticale în locul celor montate la gura furnalului (tip Wasseralfingen). Temperatura aerului a crescut la 200—300°C. Între suflantă şi preîncălzitoare există un regulator (recipient de egalizare a presiunii).

Captarea gazului, aşa cum reiese din figura 4, se face cu aparatul Pfort, perfecţionat prin aplicarea unui capac cunoscut sub denumirea de aparat de captare Vordernberg. Pe reţea există un mic sac de praf. În această figură se pot vedea detalii constructive ale furnalului din Govăjdia. Se observă şi aici ca şi la profilul *e* o creştere exagerată a dimensiunilor transversale, astfel încît acestea să fie mai corespunzătoare funcţionării cu cocs decît cu mangan. Într-adevăr raportul H : D egal cu 3,56 este departe de a corespunde pentru funcţionarea cu mangal, ceea ce pare să explice dece cu toată creşterea temperaturii aerului şi a conţinutului de fier a încărcăturii a crescut consumul specific de mangal. Ca şi pentru profilul din figura 9, *e* şi aici volumul total determinat în trecut este mai mare decît cel real, de aceea s-a calculat pentru toate profilele volumul util.

Gurile de aer ale acestui furnal (fig. 4) au avut un diametru de 90—130 mm şi au fost confecţionate din bronz fosforos. Podul de încărcare al furnalului este confecţionat din oţel, are o lungime de 59,56 m, şi o lăţime de 3 m.

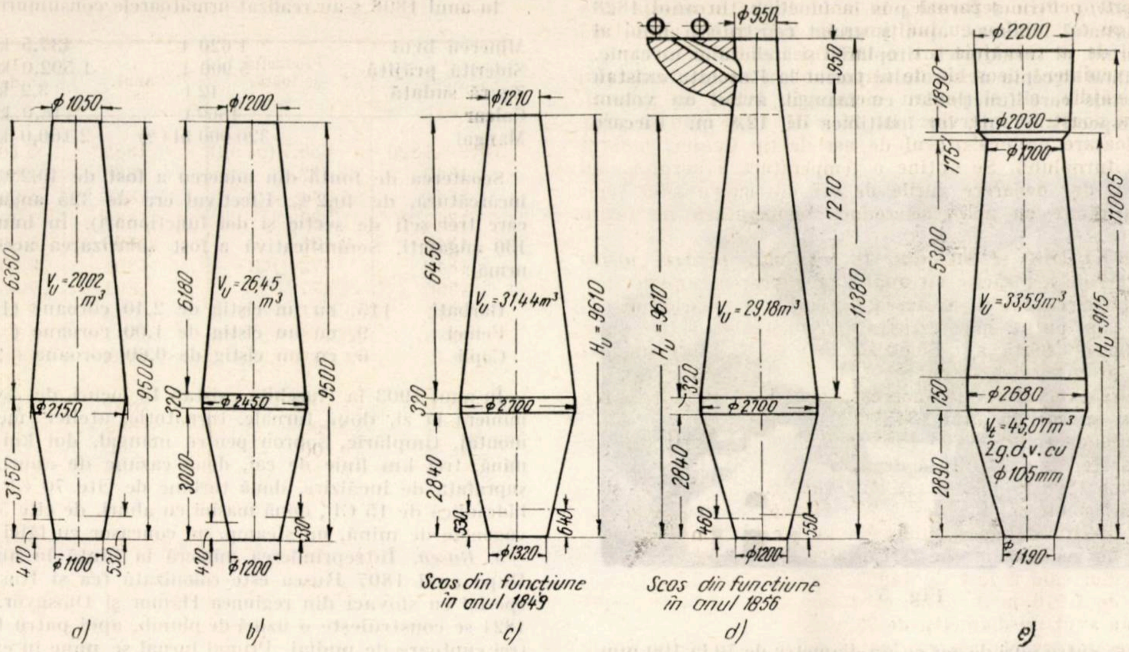

ϕ1050
V_u=20,02 m³
6350
9500
ϕ2150
3150
470
530
ϕ1100
a)
ϕ1200
V_u=26,45 m³
6180
9500
320
ϕ2450
3000
470
530
ϕ1200
b)
ϕ1210
V_u=31,44m³
6450
H_u=9610
320
ϕ2700
2840
530
640
ϕ1320
Scos din functiune în anul 1849
c)
ϕ950
950
7270
H_u=9610
V_u=29,18m³
11380
320
ϕ2700
2840
460
550
ϕ1200
Scos din functiune în anul 1856
d)
ϕ2200
1890
ϕ2030
175
ϕ1700
11005
5300
V_u=33,59m³
H_u=9115
750
ϕ2680
V_t=45,07m³
2g.d.v.cu
ϕ105mm
2890
ϕ1190
e)

Fig. 3

Minereurile și calcarul folosit se extrag din apropriere. Calcarul este de calitate mediocră.

Minereurile de fier sărace în mangan (mina centrală, Sucovăț, Wagner) au 9 – 17 % SiO_2 ; 2 – 6 % Al_2O_3 ; 0,7– 7 % CaO ; 0,4 – 0,8 % MgO ; 46 – 52 % Fe ; 0,06 – 0,38 % Mn ; 0,04 % Cu ; 0,03 – 0,11 % P ; 0,04 – 0,19 %S și 8 – 10 % Plc

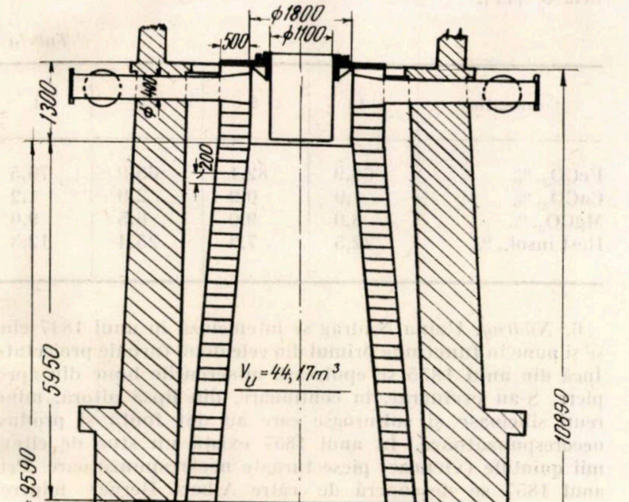

ϕ1800
500
ϕ1100
1300
ϕ400
200
5950
V_u=44,17m³
10890
H_u=9590
750
250
ϕ3050
1890
230
ϕ1100
1000
200
120
500
800
1500
800
900
ϕ3800
f

Fig. 4

Minereurile de fier cu conținut ridicat de mangan (mina centrală) au 7 – 14 % SiO_2 ; 0,8 – 1,5 % Al_2O_3 ; 0,1– 7 % CaO ; 0,6 – 3 % MgO ; 42 – 47 % Fe ; 2,1 – 2,8 % Mn ; max. 0,06 % Cu ; 0,02 – 0,04 % P ; 0,03 – 0,32 % S și 13 – 30 % Plc.

În mina Mihai se găseau limonite normale, albastre, și siderită. Limonitele au 42 – 56 % Fe ; 1 – 3,5 % Mn ; 0,08– – 0,9 % S ; 0,02 – 0,06 % P, iar siderita brută, 38,5 % Fe ; 2,7 % Mn ; 0,3 % S ; 0,02 % P ; 0,04 % Cu ; după prăjire ajunge în cazul optim la un conținut de 58 % Fe ; 0,21 % S și 0,4 % Plc.

După anul 1903 încărcătura se compune din 12 hl mangal și 580 670 kg minereu. Se introduc circa 68 încărcături pe zi, durata de rămînere a încărcăturii în furnal D_t = 10 – 12 h. Producția de fontă este de 20 t/zi și ajunge la maximum 25 t/zi în această perioadă. Scoaterea de fontă este de 46 %, consumul de minereu fiind de 2 170 kg/t, cel de mangal, de 1 100 kg/t (44 hl).

Cîteva compoziții de fontă elaborată la Govăjdia se dau în tabela 5. Se remarcă atît conținutul în general scăzut de fosfor, cît și de sulf, ambele în special datorită utilizării mangalului.

Tabela 5

Elementul	1	2	3	4
C, %	3,80	3,86	3,87	2,5 – 3,5
Si, %	2,35	1,38	1,79	<0,5
Mn, %	1,33	0,87	0,79	<1,0
P, %	0,132	0,072	0,062	<0,06
S, %	0,025	0,029	0,030	<0,03
Cu, %	—	—	—	<0,04

Fonta se transportă la Hunedoara pe calea ferată.

Din anul 1883 se practică granularea zgurei (Schalət Iosif) în rîu. Fonta antrenată de zgură se recuperează pe fundul jgheabului de granulare, iar zgura este luată de apă. Astfel, nu mai era nevoie de haldă de zgură și de mijloace de transport bineînțeles în dauna faunei și florei rîului.

În figura 5 se dă o vedere a furnalului, a noilor aparate de preîncălzit și a clădirilor anexe, în jurul anului 1905 [1].

4. *Ruşchița.* Primul furnal pus în funcțiune în anul 1828 a fost furnalul Andreas, apoi a urmat construirea unui al doilea furnal, al turnătoriei, tîmplăriei și atelierului mecanic.

În ultimul deceniu al secolului trecut la Ruschița existau două furnale care funcționau cu mangal, avînd un volum de 67, respectiv 57 m³, iar înălțimea de 12,8 m. Fiecare furnal avea patru guri de aer cu un diametru de 70 la 100 mm. Aerul a fost dat de o suflantă acționată de o turbină de 60 CP. În rezervă stătea o mașină cu abur de 40 CP. Toate minereurile erau concasate cu ajutorul a două concasoare. Prăjirea minereurilor se făcea în patru prăjitoare.

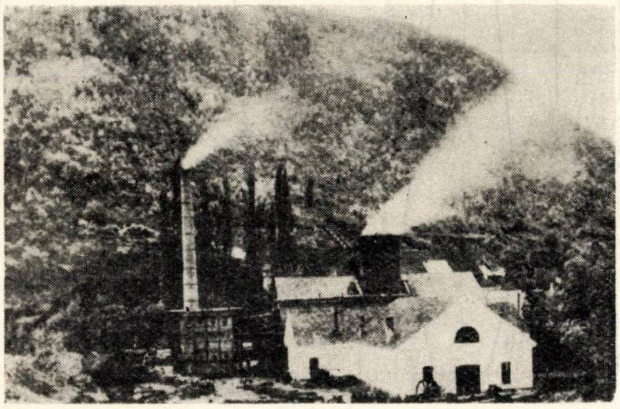


Fig. 5

Furnalele realizau o producție de 5—6 t fontă pe zi. Minereul era exploatat la zi din minele locale de unde se extrăgea imonită și siderită relativ bogate, după cum reiese din tabela 6.

Tabela 6

Proba nr.	SiO_2, %	Fe, %	Mn, %	Plc, %
1	9,09	52,83	2,61	8,91
2	25,77	51,68	1,83	0,25
3	5,35	39,24	2,65	25,26

Din apropiere se asigura și calcarul care era de bună calitate.

În anul 1898 s-au produs 6 873,3 t minereu, la un preț de 9,2 coroane/t. Producția de fontă era următoarea : 1 179,2 t (preț mediu 83,0 coroane/t) fontă destinată pudlării și 2 525,9 t (preț mediu 94,8 coroane/t) fontă destinată turnătoriei, total 3 705,1 t.

Fonta se turna în piese direct din furnal sau era retopită în anul 1866, într-un singur cubilou, apoi în anul 1898, în două cubilouri. Producția de piese turnate a fost de 2 878 t la un preț mediu de 186 coroane/t [10].

În tabela 7 se dau compozițiile unor fonte destinate turnătoriei, produse de furnalele din Ruschița. Se remarcă conținutul deosebit de mic în fosfor și conținutul ridicat de mangan.

Tabela 7

Elementul	1	2	3	4	5	6
C, %	2,63	3,69	4,14	3,13	3,57	3,30
Si, %	4,76	4,58	3,22	2,59	2,03	1,62
Mn, %	2,86	2,79	3,51	1,53	2,62	2,12
P, %	0,130	0,116	0,033	0,033	0,039	0,011
S, %	0,060	0,050	0,015	0,070	0,020	0,025
Cu, %	urme	urme	—	urme	—	—

În anul 1898 s-au realizat următoarele consumuri :

Minereu brut	1 620 t	437,5 kg/t
Siderită prăjită	5 900 t	1 592,0 kg/t
Zgură sudată	12 t	3,2 kg/t
Calcar	1660 t	448,0 kg/t
Mangal	320 000 hl (?)	2 160,0 kg/t (?)

Scoaterea de fontă din minereu a fost de 49,2 %, iar din încărcătură, de 40,2 %. Efectivul era de 325 angajați (din care trei șefi de secție și doi funcționari). În mine lucrau 130 angajați. Semnificativă a fost salarizarea acestora din urmă :

Bărbați	115, cu un cîștig de 2,40 coroane (100 %) ;
Femei	9, cu un cîștig de 1,00 coroane (42 %) :
Copii	6, cu un cîștig de 0,60 coroane (25 %).

În anul 1903 la Ruschița existau 15 locuri de exploatare minieră la zi, două furnale, turnătorie, atelier mecanic de montaj, tîmplărie, șopron pentru mangal, doi km linie de mină, trei km linie de cai, două cazane de aburi, 100 m² suprafață de încălzire, două turbine de cîte 70 CP, o roată hidraulică de 15 CP, două mașini cu aburi, de cîte 55 CP, 60 vagonete de mină, un șteamp, un concasor cu fălci etc. [4].

5. *Rusca.* Întreprinderea minieră ia ființă în anul 1804. După anul 1807 Rusca este colonizată (ca și Ruschița) în special cu slovaci din regiunea Hámor și Diósgyör. În anul 1824 se construiește o uzină de plumb, apoi patru furnale și trei cuptoare de pudlaj. Primul furnal se pune în exploatare în jurul anului 1830.

Oțelul pudlat se transportă la uzina Oțelul roșu, unde se laminează.

În anul 1866 există la Rusca patru șteampuri, șapte vetre de afinare, patru furnale cu o înălțime de 42 (13,27 m), cu o capacitate de 5 600 t fontă cenușie. O parte din aceasta s-a consumat pentru turnarea a 1 680 t piese din fontă. Capacitatea ciocanelor este de 670 t oțel forjat și circa 35 t piese forjate [50].

Cîteva analize de siderită de la Rusca sînt date în tabela 8 [11].

Tabela 8

Compoziția	1	2	3	4
$FeCO_3$, %	66,9	82,1	63,9	76,5
$CaCO_3$, %	1,9	0,9	2,9	1,2
$MgCO_3$, %	8,0	9,0	6,5	9,0
Rest insol., %	22,5	7,3	25,4	12,3

6. *Nădrag.* Uzina Nădrag se întemeiază în anul 1847 cînd se și pune în funcțiune primul din cele două furnale proiectate. Încă din anul 1855 se epuizează minereurile bune din apropiere. S-au prelucrat, în continuare, din lipsa altora, minereuri silicioase și sulfuroase care au dat fontă și produse necorespunzătoare. În anul 1857 există un stoc de cîteva mii quintale (vieneze) piese turnate necorespunzătoare. Prin anul 1857 se descoperă de către Albert Berger minereu corespunzător, dar situat departe de furnal, a cărui exploatare și utilizare scumpește mult marfa produsă [3].

Capacitatea de producție în anul 1858 a fost de 2 240 t fontă. Compoziția minereului este dată în tabela 9 alături de cea a calcarului folosit.

În primul deceniu de funcționare uzina a avut multe de suferit datorită unor calamități (inundație și foc) [3].

Mangalul se produce din cele 22 000 iugăre pădure. Se produce fontă cenușie și albă, ultima fiind transformată în oțel, în cuptoare de pudlaj. În primii ani de funcționare a furnalului nr. 1 s-a produs numai fontă albă, care este transformată în oțel în cuptoare de pudlare (1847). În anul 1866 există la Nădrag două furnale, cubilou, secție de pudlare, laminare și forjă, o linie de tablă, un ciocan cu abur și atelier mecanic [50]. Mai tîrziu furnalele lucrează cu aer încălzit în două preîncălzitoare — recuperatoare, de tip Gyer [4].

Tabela 9

Denumirea materialului	SiO_2, %	Al_2O_3, %	CaO, %	MgO, %	Fe, %	Mn, %	P, %	S, %	Plc
Limonită	13,80	1,88	2,59	0,87	41,81	0,12	0,025	urme	10,77
Calcar Izvodia	2,1	0,5	51,0	n.d.	1,0	n.d.	n.d.	n.d.	42,9

Evoluţia producţiei de fontă şi piese turnate este dată în tabela 10.

În 12 iunie 1894 se deschide calea ferată industrială Nădrag – Govăjdia care împreună cu liniile aferente totalizează o lungime de 27,2 km.

Tabela 10

Anul	Fontă, t	Produse turnate, t
1885	1 320	980
1891	1 210	1 760
1895	1 740	2 150
1897	1 760	2 270
1898	1 570	2 250
1899	1 780	2 480
1900	2 000	2 230
1901	1 470	2 420
1902	1 810	3 430
1905	5 973	?

În anul 1905 preţul fontei de afinare este de 89 coroane/t, iar a fontei cenuşii, de 178 coroane/t [9].

În anul 1905 capacitatea de producţie a uzinei Nădrag este următoarea : 3 800 t fontă cu un furnal ; 5 000 t piese turnate, inclusiv sobe ; 4 500 t laminate ; 4 400 t tablă neagră şi zincată ; 120 t echipament de producţie ; 80 t cuie ; 60 t produse din tablă.

Apa rezultată la granularea zgurei se utilizează la o baie specială, contra afecţiunilor reumatismale.

În anul 1903 efectivul de muncitori este de 1 122 (în minerit : 16 minieri, în metalurgie : 648 bărbaţi, 48 femei, 99 copii, de asemenea, mai lucrează 311 zilieri).

În anul 1905 personalul se ridică la 1 612 muncitori (812 în uzină şi minerit, 800 în silvicultură, uzina posedînd 11 828 ha păduri) [5].

7. *Căvăran.* Furnalul de la Căvăran a existat înainte de anul 1856. În anul 1858 uzina poseda 5 000 iugăre pădure.

După mulţi ani de sistare a producţiei uzinei, furnalul vechi şi uzat se repară în anul 1857 şi se pune în funcţiune, experimental, în anul 1858, cu rezultate economice nesatisfăcătoare, deşi fonta este de calitate foarte bună [3]. În anul 1864 furnalul se opreşte din nou, temporar, din lipsă de minereu.

Furnalul avea în anul 1866 o capacitate de producţie de 560 t fontă cenuşie şi se turnau circa 280 t piese turnate din fontă pe an. Posesiunea de păduri s-a mărit după anul 1860 la 8 000 iugăre. Acestea au asigurat producerea mangalului de bocşă necesar. Înălţimea furnalului în această perioadă de funcţionare (după anul 1860) a fost de 28 p.v. (8,848 m) [6].

Calcarul se găsea în apropiere şi avea compoziţia arătată în tabela 11.

Tabela 11

SiO_2	Al_2O_3 + Fe_2O_3, %	CaO, %	MgO, %	Plc.
0,10	0,15	49,20	5,98	44,40

8. *Lozna.* În anul 1865 se pune în funcţiune aici un furnal care prelucrează minereurile bogate de la Glavan, minereuri folosite încă din anul 1823 la producerea directă a oţelului în cuptoare catalan la Oţelul roşu.

BIBLIOGRAFIE

[1] Latinàk Gyulà. *A vajdehunyadi m. kir. vasgyàř ès tartozèkai.* Bànyàszati ès Kohászati Lapok, 1906.

[2] Barbu I. şi Ştefănescu I. *100 de ani de la pornirea primei cocserii în ţara noastră.* Metalurgia şi Construcţia de maşini, 1962, p. 1051.

[3] * * * *Die Verwaltungs — Brichte der k.k.*Berghauptmannschaften, 1858, Wien k.k. Hof und Statsdruckerei, p. 352—431.

[4] Károly D. Magyar bánya — Kalauz, 1905, Moritz Perles, Wiena.

[5] Hanel R. *Jahrbuch der Österreichischen Berg und Hüttenwerke Maschinen und Metallwarenfabriken*, Wiena, 1907.

[6] Kraus J. B., *Montan Handbuch des Kaiseratnates.* Osterreich für 1867. A. Schweiger, Wiena, 1867.

[7] Schauenstein A. *Denkbuch des Österreichischen Berg und Hüttenwesens.* Verlag des k.k, Ackerbauministeriums, 1873, p. 271—273.

[8] Prodan D. *Producţia fierului pe domeniul Hunedoarei în secolul al XVII-lea.* Anuarul Institutului de istorie din Cluj I, II, 1958—1959.

[9] * * * Bányászati ès Kohászati Lapok, 1906, p. 842—844.

[10] Edvi Illés Aladár. *A magyar vaskőbányászat es Vaskohástat Iomertetése.* Verböczy, Budapesta, 1900.

[11] Kraus J. B. *Montan Handbuch des Kaiserastaates* Österreich für 1867, A. Schweiger, Wiena, 1867, vol. II/1, p. 167.

Extinderea uzinelor Youngstown Sheet din Indiana Harbor. Iron and Steel Engineer, iunie, 1966, p. 151—157.

La uzinele Youngstown Sheet din Indiana Harbor a fost construită o secţie nouă de laminare la rece, amplasată într-un complex de hale şi cuprinzînd decaparea, laminarea, recoacerea, dresarea şi ajustajul.

Decaparea este alimentată cu rulouri laminate la cald, care sosesc fie culcate, fie în picioare, şi sînt trecute la un dispozitiv de alimentare cu tambur expandabil de Ø 620 şi 710 mm. Banda este măsurată şi controlată cu raze X şi trecută apoi la un foarfece de şutare. Capetele benzilor sînt sudate la o instalaţie prevăzută cu încălzire prin inducţie pentru recoacerea cusăturii. După o groapă de buclare urmează o caja duo Ø 1 020×2 180 mm, care serveşte atît pentru dresare (permite o alungire de 5%), cît şi pentru desţunderizare. În spatele cajei de dresare este o groapă de buclare, care însă poate fi evitată cu ajutorul unui cărucior de buclare. Instalaţia de decapare propriu-zisă are o lungime de 110 m, pentru secţiunea acidă, şi 12,2 m, pentru secţiunea de uscare. După două gropi uscate de buclare se taie marginile benzii la un foarfece cu discuri, se unge suprafaţa la o maşină de uns, iar în final banda este înfăşurată pe unul din cele două înfăşurătoare, avînd tambure de Ø 610 şi 710 mm, interşanjabile. Linia de decapare a fost proiectată pe baza următoarelor date: lăţimea benzii 456—1 900 mm, grosimea benzii 1,20—6,35 mm, diametrul interior al ruloului la intrare 620 şi 710 mm, diametrul exterior al ruloului la intrare 760—2 280 mm, diametrul interior al ruloului la ieşire 610 mm (posibilitate pentru 710 mm), diametrul exterior al ruloului la ieşire 760—2 385 mm, greutatea ruloului max. 45 t (27 kg/mm).

Laminorul la rece este amplasat într-o hală de 228 m lungime, care cuprinde şi sala de maşini, trei maşini de şlefuit cilindri, depozitul de cilindri şi atelierul de lagăre. Laminorul are cinci caje cvarto şi este amplasat perpendicular faţă de axa halei. Alimentarea laminorului cu rulouri de la decapare şi evacuare la recoacere se face cu transportoare tip „şea". Cilindrii de lucru şi de sprijin se schimbă cu ajutorul unui cărucior acţionat hidraulic. În faţa cajei *1* sînt role verticale de ghidare şi o cutie de tensionare. Puterea totală a acţionărilor principale este de 37 000 CP, repartizată astfel: 6 000 CP, 8 000 CP, 8 000 CP, 8 000 CP, 7 000 CP. Înfăşurătorul este acţionat de un motor de 3 000 CP. Cilindrii de lucru au Ø 660×2 030 mm, cei de sprijin, Ø 1 525×2 030 mm. Viteza maximă de laminare este de 26,7 m/s. Benzile laminate au 0,23—2,65 mm grosime şi 460—1 880 mm lăţime. Rulourile au diametrul interior 508 mm (în viitor 610 mm), diametrul exterior max. 2 280 mm şi greutatea maximă 45 t. Laminorul este deservit de instalaţie de lubrifiere cu emulsie şi de instalaţie de exhaustare. În strungăria de cilindri sînt două maşini de şlefuit Ø 1 525 mm şi una de Ø 710 mm.

Subsecţia de recoacere cuprinde 11 cuptoare clopot cu ţevi de radiaţie, pentru patru rînduri, cu o înălţime de stivuire de 4 600 mm, diametrul exterior maxim al ruloului fiind 2 280 mm. De asemenea sînt şapte cuptoare clopot cu ţevi de radiaţie, pentru un singur rînd, cu aceeaşi înălţime de stivuire şi pentru aceeaşi dimensiune de rulou. Toate cuptoarele au la bază ventilatoare de 25 CP. Fiecare cuptor are trei baze. Suplimentar, subsecţia cuprinde trei cuptoare pentru rulouri deschise, deservite de o linie verticală de înfăşurare. Patru generatoare alimentează cuptoarele cu gaz de protecţie.

Laminorul de dresare cuprinde două caje cvarto, cu role în „S" de tensionare la intrare şi la ieşire. Acţionarea se face prin cilindri de sprijin. După laminor urmează un foarfece de şutare, un dispozitiv de marcare şi un dispozitiv de măsurare a grosimii cu raze X. Înfăşurătorul poate primi tambur de 508 şi 610 mm. Schimbarea cilindrilor de lucru şi de sprijin se face cu un cărucior hidraulic. Laminorul este prevăzut cu reglarea automată a tracţiunii şi a alungirii.

Cilindrii de lucru sînt prevăzuţi cu dispozitiv de încovoiere pentru reglarea profilului. Cilindrii de lucru au Ø 660×2 030 mm, cei de sprijin Ø 1 525×2 030 mm. Viteza max. de laminare este de 23 m/s. Motoarele principale au următoarele puteri: desfăşurătoare, 2×600 CP, role de introducere, 2×800 CP, caja *1*, 2×900 CP, caja *2*, 2×800 CP, role de evacuare, 2×800 CP, înfăşurător, 2 100 CP. Benzile au 0,23—2,65 mm grosime şi 455—1 880 mm lăţime. Rulourile au diametrul de 760—2 280 mm şi max. 45 t greutate.

Ajustajul cuprinde liniile de tăiere, împachetarea şi depozitul de finite. Linia de tăiere transversală cuprinde foarfece cu discuri pentru tăierea marginilor, foarfece volante de debitare, două maşini de îndreptat, dispozitive cu raze X, un stivuitor pentru table defecte şi două stivuitoare pentru table bune. Tablele tăiate au 0,23—2,65 mm grosime, 610—1 870 mm lăţime, 1,22—7,3 m/lungime. Rulourile cu care se alimentează linia au 508—610 mm diametrul interior, 760—2 230 mm diametrul exterior, max. 32,5 t greutate. Pachetele de tablă au max. 610 şi 1 370 mm înălţime (tablele defecte, respectiv bune) şi max. 18 t greutate. În aceeaşi hală cu linia transversală sînt amplasate două linii pentru tăiere longitudinală şi reînfăşurare. Prima linie permite tăierea marginilor sau spintecarea în două a benzilor de 0,23—2,65 mm grosime, 455 — 1 870 mm lăţime şi are o viteză de 7,6 m/s. Linia a doua permite tăierea longitudinală în fîşii de 50,8—610 mm a benzilor de aceleaşi dimensiuni, la o viteză maximă de 7,6 m/s.

A doua hală a ajustajului, de 290 m lungime şi circa 38 m deschidere, serveşte pentru controlul şi împachetarea tablelor, iar a treia hală — avînd aceleaşi dimensiuni — pentru depozitare şi expediţie.

În afară de secţia de laminare la rece, la această uzină se fac următoarele investiţii importante:

— un laminor continuu de benzi late de 2 130 mm, putînd prelucra brame de 45 t greutate şi cuprinzînd trei cuptoare cu propulsie, de 225 t/h, şase caje degrosisoare (50 000 CP putere instalată) şi şapte caje finisoare (84 000 CP putere instalată);

— reconstrucţia unui bluming Ø 1 145 mm existent şi adăugarea unui depozit de brame de 305 m lungime;

— un nou furnal, cu un diametru al creuzetului de 9,8 m şi cu o capacitate de 3 600 t fontă/zi;

— extinderea şi modernizarea depozitului de minereu, prin reconstrucţia instalaţiei de descărcare a vapoarelor şi introducerea unor transportoare cu benzi.

Prin lucrări prevăzute, capacitatea de producţie a uzinei se va mări cu peste 300%.

Proiectarea laminoarelor de profile pentru exploatare continuă. Peterson E. C. Iron and Steel Engineer, iunie 1966, p.89—104.

Pentru a asigura o exploatare raţională a laminoarelor de profile mici şi mijlocii, de mare productivitate, chiar la un sortiment variat şi comenzi mici, în ultimii ani au fost construite o serie de laminoare, caracterizate printr-o elasticitate ridicată, reflectată prin existenţa mai multor fluxuri de laminare, ceea ce permite laminarea unui sortiment pe o serie de caje în timp ce se schimbă sau se reglează alte caje pentru un alt sortiment.

Soluţiile adoptate diferă de la caz la caz, cele mai caracteristice fiind: utilizarea unor caje degrosisoare reversibile, a unor linii intermediare şi finisoare independente, a unor trenuri finisoare deschise cu posibilitatea de finisare la mai multe caje, a mai multor paturi de răcire. De asemenea, în scopul asigurării unei elasticităţi mai ridicate, s-au construit o serie de laminoare combinate, care pe lîngă profile fabrică şi alte sortimente (sîrmă, benzi înguste).

Prin proiectarea unei elasticități ridicate, factorul de utilizare (raportul dintre timpul efectiv de laminare și timpul total nominal) a fost mărit la 80—90% față de 50—70% la laminoarele clasice.

Deși investiția este mai ridicată datorită utilajului suplimentar necesar și o parte din utilaj stă în permanență neutilizat, totuși calculele economice arată că datorită factorului de utilizare mai ridicat, laminoarele moderne de profile cu mai multe ieșiri sau fire asigură o rentabilitate mai mare. În Europa, asigurarea unei exploatări continue s-a realizat în special prin laminoare cu mai multe linii și laminoare combinate (exemple: Hoesch-Dortmund, Röchling-Völklingen etc.). În S.U.A., pe lîngă aceste soluții se aplică deseori utilizarea unor trenuri deschise, liniare, pe lîngă trenuri continue.

În figura 1 este reprezentată schema unui laminor de profile mijlocii din oțel carbon și slab aliat.

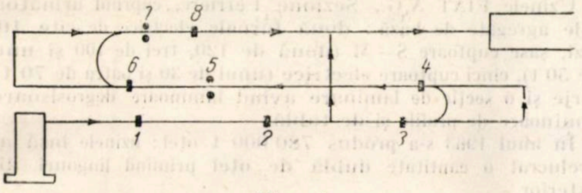


Fig. 1

Linia de laminare cuprinde șase caje orizontale și două caje verticale, amplasate în zig-zag. Programul cuprinde oțel rotund Ø 44,5—115 mm, oțel lat 102×6,35—178×38 mm și secțiuni echivalente, obținute din blumuri de 152×152—203×203 mm secțiune, în general avînd o lungime maximă de 9,15 m. Caja degrosisoare *1* este duo-reversibilă Ø 660×1 680 mm, realizîndu-se aici 3—7 treceri. Caja *2* duo nereversibilă are cilindrul Ø 530×1 525 mm, iar cajele *3* și *4*, tot duo-nereversibile, au cilindrii de Ø 406×810 mm. Ultimele patru caje, toate nereversibile, de Ø 355×710 mm, sînt aranjate în două grupuri continue, fiecare fiind compus dintr-o cajă verticală și una orizontală. Schema laminorului permite patru fluxuri tehnologice diferite, și anume: lucrează toate cajele; lucrează cajele *1*—*2* și *5*—*8*; lucrează cajele *1*—*4*; lucrează cajele *1*—*2*. În consecință, numai cajele *1* și *2* sînt utilizate pentru toate profilele și dimensiunile. Deoarece calibrajul cilindrilor acestor caje este identic pentru întregul sortiment, laminorul are un factor de utilizare ridicat, chiar la un sortiment variat.

Pentru asigurarea unei tensiuni minime în material, cilindrii totdeauna sînt centrați vertical față de linia de laminare. Deplasarea cajelor se face prin comandă electrică sau hidraulică, de la distanță, iar la unele laminoare se face complet automatizat. Șuruburile de presiune sînt acționate mecanic sau hidraulic, iar la unele construcții noi au fost dimensionate astfel, încît să permită în viitor reglarea automată a grosimii în timpul laminării.

Ghidajele de conducere și introducere se pot retrage hidraulic pentru schimbare de calibre. La schimbarea dimensiunilor profilului, cînd nu este necesară schimbarea cilindrilor, reașezarea calibrelor se face prin deplasarea mecanică sau hidraulică a ansamblului de cilindri, lagăre și portlagăre, în interiorul cadrelor. Pentru reducerea timpilor morți se aplică, pe scară largă, schimbarea mecanizată a cajelor întregi.

Pentru realizarea unor dimensiuni corecte ale profilelor trebuie respectate următoarele principii:

— Calibrarea cilindrilor trebuie să se facă diferențiat, în funcție de dimensiunea profilului și calitatea oțelului, și trebuie corectată continuu, pe baza rezultatelor practice.

— Cu ajutorul profilelor etalon, cilindrii și cajele se reglează la fiecare schimbare de dimensiune sau profile.

— Ghidajele trebuie preasamblate și încercate pe caje de schimb sau în strungăria de cilindri, astfel ca să se elimine reglajele suplimentare în timpul laminării.

— Pentru asigurarea unei exploatări continue și a unor temperaturi constante de laminare, ritmurile de laminare trebuie coordonate cu productivitatea cuptoarelor de încălzire.

Un nou laminor continuu de semifabricate. Reth E. Demag Nachrichten, nr. 182, 1966, p. 18215—18227.

În anul 1964 a fost pus în funcțiune la uzinele Ilseder Hütte — Peine un laminor continuu de semifabricate (fig. 1). Sortimentul laminorului cuprinde țagle și blumuri de 50×50—160×160 mm (în final pînă la 200×200 mm), precum și brame pînă la 400×90 mm (în etapa finală). Țaglele și blumurile sînt obținute din blumuri de 150×150—200×200 mm, 5—8 t greutate (în final pînă la 300×300 mm, 5—10 t greutate). Bramele vor fi laminate din brame de 400×170 mm, 10 t greutate. Capacitatea de producție este de 1 mil. t/an, în etapa inițială, respectiv de 1,8 mil. t/an, în etapa finală.

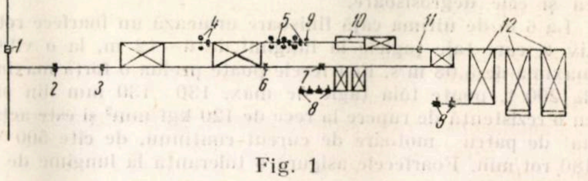


Fig. 1

Laminorul cuprinde un tren degrosisor compus din două caje (în viitor se vor monta încă două caje în față) și un tren finisor compus din șase caje. Toate cajele au acționare individuală. Caracteristicile cajelor sînt date în tabela 1.

În scopul unei calități superioare a semifabricatelor s-a adoptat laminarea alternativă în caje verticale și orizontale, eliminînd astfel răsucirea materialului între treceri.

Lingourile calde vin cu ajutorul transfercarului *1* la blumingul Ø 1 200 mm *2*, unde se obțin blumurile necesare laminorului de semifabricate. În cazul unor secțiuni de 160×160—200×200 mm, materialul este tăiat în lungimi finale la foarfecele *3* și apoi evacuat. Pentru secțiuni mai mici, materialul — după șutare la foarfecele *3* — este trecut la laminorul continuu de semifabricate, și anume: țaglele de 130×130—160×160 mm se laminează numai la trenul degrosisor *4*, iar țaglele de 50×50—130×130 mm se laminează numai la trenul finisor *5* sau la ambele trenuri de laminare.

Tabela 1

Nr. cajei	Tipul cajei	Diametrul cilindrilor, mm	Lungimea tăbliei, mm	Puterea motorului, kW	Turația motorului, rot/min	Viteza de laminare, m/s
1	Verticală	850	1 400	1 200	300—750	0,45—1,12
2	Duo-orizontală	850	1 400	1 200	300—750	0,45—1,12
3	Verticală	750	1 200	1 200	300—750	
4	Duo-orizontală	750	1 200	1 200	300—750	
5	Verticală	650	1 000	1 200	300—750	
6	Duo-orizontală	650	1 000	1 200	300—750	
7	Verticală	650	1 000	1 200	300—750	
8	Duo-orizontală	650	1 000	1 200	300—750	1—4,2

Calea cu role de evacuare de la bluming cuprinde un cîntar, iar după cîntărire blumurile trec, cu ajutorul unui transportor transversal, la un dispozitiv hidraulic de răsturnare, care le introduce în primul calibru rombic. Cajele degrosisoare au lagăre cu rulmenţi conici pe patru rînduri atît pentru cilindrii orizontali, cît şi pentru cei verticali. Viteza de reglare a cilindrilor este de 2,15 mm/s, cursa max. fiind 235 mm pentru cei verticali, respectiv 180 mm pentru cei orizontali. Pentru caja verticală s-a adoptat acţionarea superioară a cilindrilor, iar printr-o construcţie specială a reductorului s-a obţinut o înălţime relativ mică a acestei caje. În scopul schimbării cilindrilor, caja verticală se poate deplasa cu 1 200 mm la o viteză de 24,8 mm/s, iar caja orizontală cu 1 100 mm, la o viteză de 28 mm/s.

Semifabricatele, avînd secţiunea peste 130×130 mm, sînt trecute după trenul degrosisor, cu ajutorul unui transportor transversal pentru lungimi de max. 47 m, la două foarfece ghilotină identice *6* şi *7* de cîte 800 t forţă maximă de tăiere. Foarfecele au cuţite de 750 mm lungime, cursă de 300 mm, sînt acţionate de cîte două motoare de 200 kW, 600 rot/min, au 10 curse/min şi pot tăia secţiuni maxime de 220×220 mm, respectiv 400×140 mm. Foarfecele *7* este prevăzut cu un opritor mobil pentru lungimi de 2,1—12 m. După divizare, semifabricatele sînt trecute cu ajutorul a două transportoare transversale la stivuitoarele *8* deservite de împingătoare sau sînt trecute prin intermediul unui transportor de legătură pe paturile de răcire *12*.

Ţaglele pînă la 130×130 mm se obţin la trenul finisor *5*, în faţa căruia este un răsturnător hidraulic pentru introducerea în calibru rombic. Între acest răsturnător şi trenul finisor s-a prevăzut spaţiu pentru montarea unui foarfece pendular, care va fi necesar în cazul măririi numărului cajelor degrosisoare. Cajele finisoare sînt de aceeaşi construcţie ca şi cele degrosisoare.

La 6 m de ultima cajă finisoare urmează un foarfece rotativ *9*, care taie ţaglele la lungimi de 6—12 m, la o viteză maximă de 5,08 m/s. Foarfecele poate prelua o forţă maximă de 200 t, poate tăia ţagle de max. 130×130 mm din oţel cu o rezistenţă de rupere la rece de 120 kgf/mm^2 şi este acţionat de patru motoare de curent continuu, de cîte 500 W, 480 rot/min. Foarfecele asigură o toleranţă la lungime de ± 5 mm.

Ţaglele divizate trec la o cale cu role de strîngere, *10*, cu două secţiuni, iar în continuare pachetele sînt tăiate în caz de necesitate la foarfecele *11* şi apoi răcite pe paturile *12*. Foarfecele are o forţă maximă de 1 250 t, 12 curse/min, o lungime utilă a cuţitului de 1 400 mm şi poate tăia pachete de 7 ţagle de 130×130 mm sau 28 ţagle de 50×50 mm. Acţionarea se face de două motoare de curent continuu, de cîte 200 kW, 600 rot/min. Foarfecele este prevăzut cu un opritor mobil pentru lungimi de 2,3—6 m. Pentru a nu se curba capetele ţaglelor, porţiunea de cale cu role din spatele foarfecelui este basculantă. Calea cu role de alimentare a paturilor de răcire este prevăzută cu şase opritoare escamotabile, astfel că paturile lucrează pe două secţiuni în cazul ţaglelor pînă la 6 m lungime, respectiv pe o singură secţiune la ţaglele de 7—12 m. Paturile de răcire au circa 30 m lungime. Evacuarea ţaglelor se face prin cale cu role, împingătoarele şi stivuitoarele *8* la primul pat de răcire, respectiv prin buzunare amplasate la capetele paturilor de răcire *2* şi *3*.

Linia de laminare este comandată de la două posturi principale de comandă, corespunzătoare trenului degrosisor şi finisor. Laminorul poate fi comandat manual sau automat. La comandă automată se poate lucra pe bază de comandă-program cu preselectare sau prin pornirea mecanismelor pe baza impulsurilor primite de la fotocelule.

Ungerea angrenajelor şi reductoarelor se face automat, de la o staţie centrală cu patru pompe de cîte 1 650 l/min şi o pompă de rezervă.

Instalaţii de laminoare pentru un program variat. Stahl und Eisen, iunie 1966, p. 681—683.

Uzinele FIAT A.G., Sezione Ferriere, cuprind următoarele agregate de bază: două furnale electrice de cîte 100 t/zi, şase cuptoare S—M (două de 120, trei de 100 şi unul de 50 t), cinci cuptoare electrice (unul de 30 şi patru de 70 t), forje şi o secţie de laminare avînd laminoare degrosisoare, laminoare de profile şi de tablă.

În anul 1963 s-a produs 780 000 t oţel; uzinele însă au prelucrat o cantitate dublă de oţel primind lingouri din exterior.

Blumingul Ø 980 mm, construit în 1964, este deservit de 16 cuptoare adînci cu flacără întoarsă încălzite cu gaz metan şi păcură. Caja are cilindri cu lungimea tăbliei de 2 450 mm, acţionaţi de un motor de 4 000 CP, 0/40/90 rot/min, max. 200 tfm, prin intermediul unei caje de angrenaj. Se utilizează atît cilindri de oţel, cît şi de fontă. Sortimentul cuprinde blumuri avînd în general 195×185 mm, obţinute din lingouri cu secţiunea de 610×610 mm. Producţia lunară este de 32 000 t. După laminare, blumurile sînt flamate la cald, şutate şi tăiate la un foarfece de 1 200 t şi trecute apoi la un laminor liniar de ţagle, cuprinzînd patru caje trio Ø 750×2 100 mm, acţionate de un motor de 2 400 kW, 48/60/120 rot/min. Prima cajă are mase basculante şi calibre cutie. La cajele *3* şi *4* în afară de ţagle se poate obţine oţel rotund de Ø 130—200 mm sau oţel I şi U, avînd înălţimea de 200—300 mm. Cajele sînt deservite de cabluri cu role deplasabile, în faţă şi în spate. Produsul de bază al laminorului îl reprezintă ţagle şi blumuri de 65×65—160×160 mm. Producţia lunară este de 18 000 t.

Pentru fabricarea profilelor, uzina dispune de patru laminoare finisoare, ale căror programe de fabricaţie sînt date în tabela 1.

Laminorul trio Ø 550 mm este alimentat cu blumuri de 4 m lungime care se încălzesc într-un cuptor cu propulsie de 35 t/h. Linia de laminare cuprinde un tren degrosisor compus dintr-o cajă trio Ø 650×1 800 mm, acţionată de un motor de 1 180 kW şi un tren finisor compus din patru caje

Tabela 1

Profilul	Laminorul trio Ø 550 mm	Laminorul dublu-duo Ø 400 mm	Laminorul dublu-duo Ø 300 mm	Laminorul continuu de profile mici şi sîrmă
Oţel rotund, mm	44—135	24—43	10—23	6—38*
Oţel pătrat, mm	60—100	32—55	12—30	—
Oţel hexagonal, mm	43— 82	24—42	9—24	9—30
Oţel lat (lăţimea), mm	65—200	—	20—100	20—100
Oţel cornier cu aripi egale, mm	60× 60— 120—120	45×45— 55×55	25×25— 40×40	20×20— 50×50
Oţel cornier cu aripi neegale, mm	50× 70— 65×130	30×50— 40×80	—	—
Oţel T, mm	—	40—60	—	—
Oţel I şi U, mm	80—120	40—65	—	—
Oţel IPE, mm	80—180	—	—	—

Obs: Din calităţi speciale.

În afara profilelor din tabelă, cu excepţia laminorului continuu de profile mici şi sîrmă, toate laminoarele de profile produc şi profile speciale.

trio Ø 550×1 600 mm, așezate în linie și acționate de un motor de 2 400 kW, 150/200/400 rot/min.

În timpul schimbării cilindrilor la celelalte caje, la caja *1* se laminează țagle de 50×50—100×100 mm. Productivitatea orară este de 15—40 t, iar producția lunară de 1 200 t.

Laminorul dublu duo Ø 400 mm este alimentat cu țagle de 78×78—120×120 mm, 2 m lungime, încălzite într-un cuptor cu propulsie de 15 t/h. Linia de laminare cuprinde un tren degrosisor compus dintr-o caja trio, Ø 560×1 600 mm, acționată de un motor de 257 kW, 94 rot/min și un tren finisor cu patru caje dublu-duo, dintre care la prima se laminează țagle de 40×40—65×65 mm.

Laminorul dublu-duo Ø 300 mm este alimentat cu țagle de 55×55—78×78 mm, 2 m lungime, încălzite într-un cuptor cu propulsie de 10 t/h. Linia de laminare cuprinde un tren degrosisor continuu cu patru caje duo Ø 360×1 050 mm, acționate în comun de un motor de 400 kW și un tren finisor liniar cu cinci caje dublu-duo Ø 300×(500—800) mm, acționate de un motor de 1 100 kW.

Laminorul semicontinuu de sîrmă Ø 240 mm este alimentat cu țagle de 70 × 70 mm, 2 m lungime, încălzite într-un cuptor cu propulsie de 12 t/h. Linia de laminoare cuprinde un tren degrosisor continuu cu patru caje Ø 320 × 470 mm, un tren intermediar liniar cu patru caje și un tren finisor cu opt caje continue și două caje așezate în linie. Trenul intermediar și finisor lucrează cu două fire. Sortimentul cuprinde sîrmă de Ø 5 și 6 mm, laminate la o viteză maximă de 8 m/s și cu o toleranță de ± 0,3 mm.

Laminorul continuu de benzi înguste este alimentat cu țagle sau brame de max. 4,1 m lungime, încălzite într-un cuptor cu propulsie de 25 t/h. Trenul degrosisor cuprinde trei caje orizontale Ø 500×750 mm și două caje de refulare, iar trenul finisor șapte caje orizontale (trei caje duo Ø 420××500 mm, trei caje cvarto Ø 320/600×500 mm, una caja duo de polizare) și trei caje de refulare. Cajele finisoare duo au lagăre cu frecare lichidă, cele cvarto, cu rulmenți. Viteza maximă de laminare este de 12 m/s. Benzile laminate sînt ridicate pe cant și cu ajutorul unui dispozitiv sînt trecute la două înfășurătoare verticale. Sortimentul cuprinde benzi de 65—400 mm lățime, iar producția lunară este de 1 500 t.

Laminorul continuu de profile mici și sîrmă este alimentat cu țagle de 90×90—120×120 mm, max. 4,1 m lungime, 240—450 kg greutate, încălzite în două cuptoare cu propulsie de cîte 25 t/h. Cajele au acționare individuală și sînt alternativ orizontale și verticale. Trenul degrosisor cuprinde patru caje Ø 500×(700—1 060) mm, trenul intermediar cuprinde 14 caje (șapte caje orizontale Ø 400×800 mm și șapte caje verticale Ø 360×500 mm), iar trenul finisor cuprinde patru caje Ø 280×(400—500) mm. Conducerea materialului se face cu ghidaje cu role. Viteza maximă de laminare a sîrmei de 6 mm este de 20 m/s, toleranța obținută fiind de ± 0,2 mm. Sîrma este înfășurată pe patru vîrtelnițe tip Garret, după care urmează un transportor de colaci, de 780 m lungime, pentru răcire. Dimensiunile peste Ø 18 mm și secțiunile echivalente trec după laminare pe un pat de răcire de 65 m lungime și 5—6 m lățime, de tip pășitor. La un oțel lat pentru arcuri, de 3,5 mm grosime, se obțin toleranțe de +(0,1—0,2) mm. Producția lunară este de 12 500 t, fiind limitată de programul foarte variat.

O caracteristică generală a laminoarelor de profile de la această uzină constă în faptul că, pe lîngă profile uzuale din oțeluri obișnuite, produc o gamă mare de profile speciale din oțeluri aliate.

Metodă de măsurare a coeficienților de anizotropie și ecruisare. Grumbach M. și Pomey G. Sheet metal industries, iulie 1966, p. 515—529.

Producția, în continuă creștere, de tablă laminată subțire și cerințele calitative tot mai ridicate au făcut necesară aplicarea a numeroase criterii de determinare a diferiților parametri calitativi, printre care coeficienții de anizotropie r și de ecruisare n ocupă un loc deosebit de important.

Coeficientul de anizotropie $r = \dfrac{\log \dfrac{B_{in}}{B_{fin}}}{\log \dfrac{L_{fin} \cdot B_{fin}}{L_{in} \cdot B_{in}}}$,

măsurat în timpul încercării tracțiune—alungire (epruveta fiind tăiată sub un unghi dat față de axa de laminare), este în funcție atît de natura metalului și condițiile prelucrării sale, cît și de însăși dimensiunile epruvetei și viteza de tracțiune a probei. Se recomandă a se lua o valoare medie a lui r în funcție de direcțiile de prelevarea a probei din tabla laminată, și anume :

$$r_{med} = 1/4\,(r_{0^\circ} + 2\,r_{45^\circ} + r_{90^\circ}).$$

Pentru sporirea preciziei măsurărilor, este recomandabil a mări numărul de direcții de prelevare a probelor. De asemenea, este util să se determine și coeficientul de anizotropie r în funcție de grosimile H_{in} și H_{fin} ale probei (înainte și după încercare) :

$$r' = \frac{\log \dfrac{B_{in}}{B_{fin}}}{\log \dfrac{H_{in}}{H_{fin}}}.$$

Valoarea mediei $R = \dfrac{1}{2}\,(r + r')$ este suficient de apropiată de valoarea reală, cu toate erorile ce apar la măsurarea grosimii tablei.

În tabela 1 se dă o serie de valori ale coeficienților de anizotropie r și r', rezultați din măsurări pe lungime și grosime.

Tabela 1

Metalul de referință	Direcția	Măsurarea după lungime		Măsurarea după grosime		Valoarea medie
		r', la 20%	r', la max.	r, la 20%	r', la max.	
A	0	1,648	1,598	1,674	1,645	1,641
	45	1,271	1,270	1,322	1,253	1,279
	90	2,027	1,974	2,034	2,053	2,022
	r_n	1,554	1,528	1,588	1,551	1,555
B	0	1,579	1,583	1,700	1,636	1,625
	45	1,433	1,415	1,456	1,437	1,435
	90	2,116	2,068	2,186	2,135	2,125
	r_n	1,640	1,620	1,699	1,661	1,655
C	0	1,543	1,493	1,614	1,576	1,556
	45	1,319	1,260	1,348	1,323	1,312
	90	1,931	1,887	1,923	1,917	1,914
	r_n	1,528	1,470	1,558	1,535	1,525
D	0	1,211	1,217	1,249	1,228	1,226
	45	0.982	0,945	1,029	0,965	0,980
	90	1,566	1,559	1,582	1,567	1,568
	r_n	1,185	1,166	1,222	1,181	1,188
E	0	1,623	1,596	1,677	1,601	1,624
	45	1,293	1,283	1,315	1,268	1,289
	90	2,076	2,036	2,095	2,061	2,068
	r_n	1,571	1,549	1,600	1,549	1,567

Încercările efectuate au evidențiat o strînsă dependență a valorilor lui r și r' față de natura metalului încercat. Pentru table din oțel texturat, $R > 1$, în timp ce pentru aliaje neferoase ușoare $R < 1$.

Valoarea coeficientului mediu de anizotropie este foarte mult influențată de temperatura finală de laminare, temperatura de înfășurare în rulou, reducerea unitară și totală la laminarea la rece, precum și de temperatura și durata perioadei de recoacere. Acționînd asupra tuturor acestor parametri în anumite limite, se poate influența considerabil asupra comportării ulterioare a oțelului la ambutisare.

Coeficientul de ecruisare n este exponentul din formula empirică $\sigma = k\,\varepsilon^n$ (valabilă mai ales pentru oțeluri moi). În această formulă $\sigma = \frac{P}{S} = \frac{\text{sarcină totală}}{\text{secțiunea reală}}$; $\varepsilon = \frac{L_{fin}}{L_{in}}$, iar K este un coeficient depinzînd de natura metalului. În încercările efectuate valoarea lui n s-a determinat prin măsurări atît ale alungirii, cît și ale secțiunii transversale a probelor.

Prin analogie cu valoarea medie a coeficientului de anizotropie r, se propune și în cazul lui n o valoare similară :

$$n_{med} = \frac{1}{4}\,(n_0 + 2\,n_{45} + n_{90}).$$

În funcție de direcția de laminare a tablei, variațiile lui n sînt mai mici în comparație cu variațiile lui r.

Pentru oțeluri extramoi calmate, $n = 0{,}20 - 0{,}23$, în timp ce pentru oțeluri extramoi necalmate, $n = 0{,}16 - 0{,}20$.

Există o interdependență între r și n pentru aceeași valoare a unghiului θ (direcția de prelevare a probei față de axa de laminare).

Comportarea oțelurilor moi la ambutisare poate fi caracterizată cu ajutorul diagramelor $r = \varphi\,(\theta)$ și $n = \varphi\,(\theta)$ (fig. 1), care împart aceste oțeluri în trei grupe :

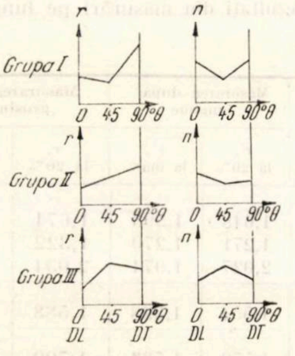


Fig. 1

- *grupa I* — alungirea maximă între 0 și 90° ;
- *grupa a II-a* — alungirea maximă la 0 și 90° (sau numai la 0°) ;
- *grupa a III-a* — alungirea maximă la 45°.

Se observă din diagramă că pentru oțelurile din grupele I și III maximele sau minimele funcției $r = \varphi\,(\theta)$ corespund valorilor lui θ pentru care și funcția $n = \varphi\,(\theta)$ prezintă maxime sau minime.

Controlul și curățarea modernă. Iron and Steel Engineer, mai, 1966, p, 109 – 114.

Utilizarea unei instalații de control cu particule magnetice la Uzinele Gary.

Controlul semifabricatelor cu ajutorul particulelor magnetice se bazează pe principiul acumulării pulberii de fier în porțiunile cu defecte ale materialului magnetizat. Porțiunile cu defecte reprezintă întreruperi ale circuitului magnetic, unde datorită polarizării pulberea de fier este reținută. În practică, țagla este presărată cu pulbere de fier, la cald se adaugă un material fluorescent și este introdusă între două contacte electrice cu amperaj ridicat. Datorită materialului fluorescent, defectele sînt puse în evidență .Prin reglarea intensității curentului de magnetizare se poate determina adîncimea defectului.

Țaglele sînt destivuite și aranjate într-un singur rînd, cu ajutorul unui dispozitiv pășitor, iar în continuare sînt introduse individual într-un jgheab în formă de V. Țagla este presărată pe toată lungimea cu pulbere de fier și material fluorescent, suspendat în apă, iar capetele ei sînt legate la electrozi reglabili, realizînd astfel un cîmp magnetic. Un dispozitiv cu gheare introduce țagle în fața unei lumini negre, pentru a pune în evidență defectele. Dispozitivul rotindu-se cu 180°, se examinează celelalte fețe și se depune țagla controlată pe calea cu role de evacuare.

Personalul de deservire cuprinde patru oameni, din care unul asigură alimentarea, iar trei controlează țaglele și marchează defectele. În funcție de adîncimea defectului, controlorii decid dacă țagla trebuie curățată sau poate fi trimisă direct la laminorul finisor.

Instalația de control lucrează cu 20 de schimburi pe săptămînă și are o productivitate de 780 țagle/schimb.

Cantitatea de țagle care trebuie curățată depinde de calitatea de oțel și de destinație. În medie, 40% din țaglele controlate sînt trimise direct la laminoarele de profile.

Instalația de control a permis mărirea procentajului de țagle trimise direct la prelucrare prin îmbunătățirea temperaturii de turnare, pregătirii lingotierelor, regimului de încălzire, pe baza studierii defectelor detectate. De asemenea, în anumite cazuri, instalația de control cu particule magnetice a permis reducerea rebuturilor față de metoda convențională (detectarea defectelor prin decapare). Un alt avantaj a constat în reducerea manoperei de curățare și a consumului de oțel, datorită eliminării defectelor în funcție de adîncimea lor.

Controlul magnetic și ultrasonic la uzinele Youngstown Sheet and Tube, Indiana Harbor.

La această uzină s-a montat o instalație automată pentru controlul defectelor de suprafață interioare ale țaglelor și blumurile destinate laminoarelor de profile și țevi fără sudură.

Instalația a fost proiectată pentru secțiuni pătrate, dreptunghiulare cu capăt mic între laturi sau rotunde, de 63 – – 203 mm (în general 82 – 152 mm), avînd o lungime de 3,65 – 12,2 m (în general 3,65 – 9,15 m). Instalația este deservită de trei oameni (doi controlori și un operator de alimentare) și are o productivitate de 930 m^2/schimb sau 300 – 400 țagle/schimb.

Sistemul de alimentare constă dintr-un destivuitor și două grătare de alimentare, cel inferior fiind prevăzut cu arzătoare pentru a împiedica înghețarea apei, folosit la controlul magnetic și ultrasonic. După control și marcare, țaglele sînt introduse într-unul din cele trei buzunare : (1) nu necesită curățare ; (2) trebuie curățate ; (3) rebut. Secțiunea de control are șapte stații. Pe baza destinației țaglelor, controlorii reglează curentul de magnetizare pentru a determina defectele periculoase, care sînt marcate și îndepărtate ulterior. Utilizînd 6 g de particule magnetice fluorescente la 10 l de apă și un curent de 20 A pe 1 mm grosime, se pot detecta clar defecte longitudinale de 0,5 mm adîncime. La aceeași concentrație, dar cu un curent de 300 A, se pot detecta defecte de 1 mm. Printr-o reducere a secțiunii la laminare de 4 :1, defectele respective sînt reduse la dimensiuni care nu deranjează.

Controlul ultrasonic se face în stația a doua. Capetele de emisie sînt cuplate la țaglă pe toată lungimea, prin două jeturi de apă decalate cu 90°, care conduc apoi și semnalele reflectate la capetele de recepție. Instalația se poate regla în funcție de defectul minim care trebuie înregistrat. Reglarea se face pe baza unor țagle cu defecte etalon. Defectele sînt înregistrate ca linii continue, de 12 mm lățime, pe benzi de hîrtie, scara de transformare fiind 1 :60. În funcție de amplasarea defectului intern detectat ultrasonic, controlul decide dacă țagla se rebutează integral sau prin tăiere se recuperează parțial.

Factorii care influențează proprietățile mecanice ale oțelurilor aliate cu Cu, Si, Mo, V. Jackson W. J., Sweeney B. și Tasker J. The British Foundryman, nr. 3, 1966, p. 93 – 112.

Studierea și stabilirea factorilor ce influențează proprietățile mecanice ale oțelurilor aliate cu Cu, Si, Mo, V, precum și determinarea condițiilor optime de obținere a acestor oțeluri, au fost posibile în urma efectuării a numeroase probe

sh Steel Castings Research Association
ația compoziției chimice și a condițiilor de
de solidificare și tratamentul termic au fost
egătură cu proprietățile mecanice.
a oțelurilor studiate a avut loc într-un cuptor cu
cît în condiții atmosferice obișnuite, cît și sub
area s-a făcut în forme de nisip și în cochilii. Rezul-
bținute în urma încercărilor au permis să se tragă
oarele concluzii :
mpoziția chimică convenabilă a oțelurilor Cu-Si-Mo-V
următoarea : 1,5 % Si ; 0,75 % Mn ; 0,010 % S ;
008 % P ; 1,8 % Cu ; 0,8 % Mo ; 0,3 % V, conținutul de
arbon depinzînd de rezistența cerută. Experiențele au arătat că : *a*) creșterea conținutului de carbon și siliciu duce la creșterea rezistenței la tracțiune (σ_r) și la scăderea plasticității ; *b*) creșterea conținutului de mangan, sulf și fosfor micșorează valoarea σ_r și plasticitatea ; *c*) creșterea conținutului de molibden nu influențează valoarea σ_r dar micșorează plasticitatea ; *d*) creșterea conținutului de vanadiu micșorează valoarea σ_r dar nu are efect asupra plasticității ; *e*) cuprul nu are efect asupra valorii σ_r și nici asupra plasticității.

Înlocuirea vanadiului cu niobiu a avut ca rezultat scăderea valorii rezistenței la tracțiune, iar adaosul de ceriu la oțelurile topite sub vid a dus la îmbunătățirea rezilienței.

Plasticitatea oțelurilor topite sub vid este mai ridicată decît a celor topite în condiții obișnuite, aceasta neavînd însă efect asupra rezistenței la tracțiune.

O recoacere de omogenizare la temperatură ridicată anterioară călirii asigură valori ridicate pentru σ_r și reziliență la oțelurile topite fără vid.

Duritatea oțelurilor călite în apă este menținută la revenirea la temperaturi pînă la 600°C, dar atît duritatea, cît și rezistența la tracțiune scad rapid la depășirea acestei temperaturi (fig. 1 : *1* — 0,21 % C ; 2,08 % Si ; 0,78 % Mn ; 0,009 % S ; 0,23 % P ; 2,03 % Cu ; 0,87 % Mo ; 0,06 % V ; *2* — 0,28 % C ; 2,51 % Si ; 0,74 % Mn ; 0,009 % S ; 0,014 % P ; 2,17 % Cu ; 0,91 % Mo ; 0,34 % C).

O combinare optimă a proprietăților mecanice s-a obținut după o revenire la 300°C. În comparație cu aceasta, revenirea la 600°C duce la scăderea plasticității și a rezistenței.

Proprietățile mecanice obținute în urma unei reveniri duble la 600°C nu sînt diferite esențial de cele obținute după o simplă revenire la 600°C.

La o viteză de solidificare rapidă, obținută prin folosirea de forme răcite, se observă o îmbunătățire a plasticității dar rezistența nu este afectată.

Prezența microporozităților a dus la scăderea plasticității (fig. 2 : oțel cu compoziția : 0,28 % C ; 1,51 % Si ; 0,90 % Mn ; 0,015 % S ; 0,010 % P ; 2,14 % Cu ; 0,91 % Mo ; 0,27 % V). Totuși trebuie menționat că separarea și evaluarea cantitativă a efectelor individuale ale microporozităților, precum și concentarea acestora nu a fost posibilă.

Micșorarea conținutului de hidrogen, dizolvat în metal, la sub 2 ml/100 g, prin degazare cu jet de argon, îmbunătățește plasticitatea (ψ crește de la 15 la 40 %) aparent prin reducerea volumului microporozităților.

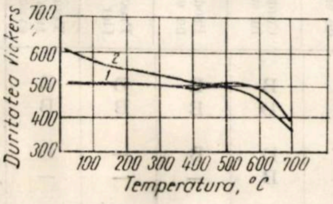


Fig. 1

Temperatura de turnare a oțelurilor nu a influențat proprietățile mecanice ale acestora.

Plasticitatea satisfăcătoare s-a obținut la oțelurile topite fără vid, cînd conținutul de carbon a fost limitat la 0,2 % și cel de siliciu, la 1,5 %. La o valoare a lui σ_r de 90 t/in² valorile plasticității, de $\delta = 14\,\%$ și $\psi = 40\,\%$, au fost obținute împreună cu 20 ft · lb proba Charpy-V pentru reziliență.

O plasticitate adecvată la o rezistență la tracțiune de 110 t/in² a fost obținută la oțelurile topite sub vid, conținutul de carbon fiind de aproximativ 0,3 %. La această rezistență a corespuns $\delta = 12\,\%$ și $\psi = 40\,\%$, iar reziliența 20 ft · lb Charpy-V.

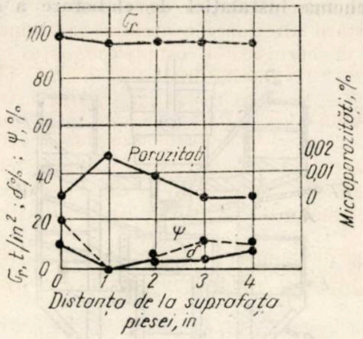


Fig. 2

Cea mai înaltă rezistență la tracțiune care dă o plasticitate rezonabilă, de ordinul 120 t/in², a fost obținută numai la oțelurile topite sub vid la care conținutul de carbon a fost de 0,38 %. La această rezistență valorile plasticității au fost : $\delta = 6\,\%$ și $\psi = 14\,\%$.

Figura 3 arată relația dintre duritate și rezistența la tracțiune.

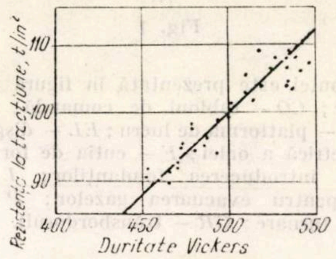


Fig. 3

La oțelurile topite în condiții normale, cu un conținut de 0,25 % C, secțiunea maximă în care poate să se obțină o structură martensitică este aproximativ 3 1/2 in. Totuși, după revenire la 600°C, o duritate absolut uniformă se obține într-o secțiune de 5 in.

Tendința de distrugere la cald a acestor oțeluri s-a găsit că nu este influențată de variația conținutului de carbon pînă la 0,3 %, de sulf pînă la 0,03 % sau de temperatura de turnare de ordinul 1 520 — 1 620°C.

Oțelurile Cr—Ni—Mo, de o rezistență similară, sînt mai înclinate către rupere la cald decît oțelurile Cu—Si—Mo—V.

Fluiditatea oțelurilor Cu—Si—Mo—V este mai mică decît a oțelurilor Cr—Ni—Mo, mai ales cînd temperatura de turnare este scăzută.

Elaborarea oțelului prin pulverizarea fontei. La Métallurgie et la Construction mécanique, nr. 6, p. 438.

Recent, în laboratoarele concernului siderurgic BISRA din Sheffield (Anglia) s-a pus în serviciu o instalație pentru elaborarea oțelului prin pulverizarea unui jet de fontă lichidă injectată într-o atmosferă de oxigen sub presiune, în prezența unui flux de fondanți.

Oțelul lichid rezultat din afinarea fontei cu zgura formată cade concomitent într-un clopot, de unde este apoi evacuat continuu.

Utilizînd o fontă lichidă cu un conținut de 4 %C, 2,5 % Si, 1 % Mn și 0,05 % S, într-o instalație de turnare continuă, cu o capacitate de 500 kg/h, se pot elabora oțeluri conținînd : 0,03 % C ; 0,02 % Mn și 0,015 % S + P.

Structura oțelului elaborat este similară cu cea obținută prin procedeele clasice în cuptoarele Martin sau electrice.

Dacă instalaţia dispune de cantităţi suficiente de fontă lichidă se pot realiza şi turnări cu viteze de 20—30 t/h. Instalaţia permite elaborarea de mărci de oţeluri carbon obişnuite sau aliate, destinate turnătoriilor. Noul procedeu industrial de elaborare a oţelurilor se pretează la turnarea continuă. Schema instalaţiei de elaborare a oţelului prin pulverizarea fontei este prezentată în figura 1 (*A* — inelul de pulverizare; *CO* — tabloul de comandă; *D* — oala de alimentare; *E* — platforma de lucru; *EL* — dispozitiv pentru acţionarea electrică a oalei; *F* — cutia de formare; *PT* — inelul pentru introducerea fondanţilor; *L* — lingotiera; *O* — orificiul pentru evacuarea gazelor; *P* — platforma; *PC* — oala de turnare; *CR* — transbordorul).

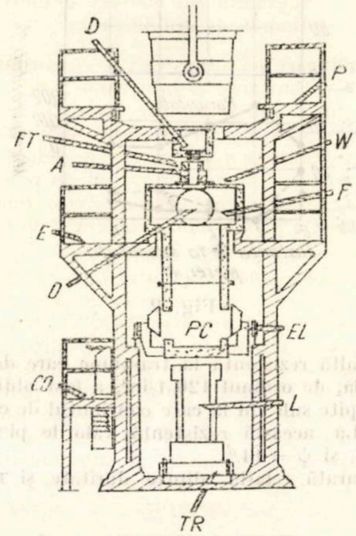


Fig. 1

Combustibili suplimentari la cubilou şi îmbunătăţiri recente la instalaţiile pentru încălzirea aerului insuflat. Kay H. Foundry Trade Journal, nr. 2575, 1966, p. 497—504.

Preţul de cost al cocsului, combustibil utilizat în mod obişnuit la topirea în cubilou, reprezintă în medie 12,5%, putînd ajunge şi la 20% din preţul de cost al metalului elaborat. Din acest motiv s-a pus problema găsirii unor procedee noi de lucru, care să ducă în final la reducerea consumului de combustibil.

O îmbunătăţire adusă cubiloului în acest s flarea de aer cald. Insuflarea de aer cald are o s favorabile care, deşi nu acţionează simultan, du preţului de cost, şi anume: reducerea consumului posibilitatea de a folosi un cocs de calitate inferi nerea unei fonte cu conţinut redus de sulf; reduc derilor prin arderea siliciului, manganului şi fierul terea producţiei; reglarea uşoară a compoziţiei fo posibilităţi de supraîncălzire a metalului; utilizarea cantităţi mai mari de fier vechi în încărcătură; porn uşoară. Preţul de cost ridicat al instalaţiilor auxiliare a lin tat întrucîtva introducerea insuflării aerului cald la cub lourile mari.

Pe lîngă insuflarea de aer cald în cubilou, s-au făcut încercări de a înlocui o parte din cocs prin adăugarea unor combustibili suplimentari mai ieftini decît cocsul dar care să prezinte aceleaşi avantaje şi chiar mai mari atunci cînd sînt aplicate împreună cu aerul încălzit. Astfel s-au folosit: gazul natural, păcura, pulverizarea de combustibil solid, cocsul cu conţinut ridicat de carbon, carbura de calciu, îmbogăţirea aerului cu oxigen.

Iniţial introducerea gazului natural în cubilou s-a făcut direct prin gurile de aer. Mai tîrziu arzătoarele de gaz s-au dispus la diferite nivele deasupra gurilor de aer; prin aceasta s-a obţinut o reducere considerabilă a consumului de cocs, dar nu s-a putut menţine temperatura metalului. Rezultate mai bune s-au obţinut la cubilourile la care s-a introdus gaz natural, în acelaşi timp cu preîncălzirea aerului. Nu s-a putut înlocui cu gaz mai mult de 50% din cocs. Cubiloul a prezentat două zone de topire, una deasupra şi alta dedesubtul nivelului arzătoarelor.

Păcura s-a injectat prin gurile de aer la un cubilou cu un diametru de 750 mm şi s-a constatat că se obţin condiţii mai dezavantajoase de topire. Temperatura fontei este scăzută. Alte încercări efectuate în S.U.A. şi în Franţa, la care s-au folosit arzătoare auxiliare, au avut rezultate foarte bune, şi anume: creşterea productivităţii cu 25% şi reducerea consumului de cocs cu 25%, cu un consum de păcură mai mic ca valoare termică decît echivalentul cocsului înlocuit.

S-au făcut unele încercări de a pulveriza combustibilii solizi (grafit) prin gurile de aer. Pulberea de grafit utilizată la un cubilou cu căptuşeală acidă a dat rezultate bune. Probe similare făcute cu pulbere de antracit au dus la rezultate mai slabe (viteza de topire şi temperatura metalului scăzute).

Începînd cu anul 1958 s-au făcut încercări cu un cocs special realizat în Germania, prin carbonizarea unui amestec de cărbuni cocsificabili, antracit şi smoală. Rezultatele obţinute (creşterea producţiei cu 17% şi o economie de cocs de 36%) sînt apropiate de rezultatele obţinute prin folosirea aerului

Tabela 1

Procedeul (în ordinea eficacităţii)	Cheltuieli de exploatare pe tonă	Economie net pe tonă	Costul		C preluat	Pierderea de siliciu	Conţinutul în sulf	Producţia pe oră	Procent fier vechi	Temperatura de evacuare	Controlul operaţiilor	Pornirea cubiloului
			fontei	cocsului								
Aer cald	3s·9d	15 la 110 s	B	B	B	B	B	B	B	B	B	B
Carbură de calciu	16 la 23 s	35s·6d	B	B	B	R	D	B	B	B	—	B
Păcură în arzătoarele suplimentare	5s·4d	3s·8d	B	B	D	D	D	B	—	D	B	—
Injectare de oxigen	9 la 16 s	0 la 3 s	—	B	B	B	B	—	—	—	B	B
Îmbogăţirea aerului cu oxigen	11 la 21s·3d	0 la 3 s	R	B	B	B	B	—	—	—	B	B
Utilizarea cocsului bogat în carbon	3s·6d	—	D	B	B	—	B	B	—	B	—	—
Injectare de grafit	16s·6d	7s·9d	B	—	B	—	—	—	—	B	—	—
Injectare de cărbune prin guri de aer	—	—	R	R	—	—	—	R	—	R	—	—
Injectare de păcură prin guri de aer	—	—	R	R	—	—	—	R	—	R	—	—

Obs: s = shiling; d = penni; B = efecte bune; R = efecte rele; D = efecte îndoielnice.

încălzit, însă prețul de cost ridicat al acestui cocs, față de cel de turnătorie, face ca procedeul să nu fie avantajos.

Carbura de calciu introdusă în încărcătura metalică a cubiloului, în proporție de 1,5–2%, se topește în partea superioară a zonei de oxidare și arde intens în dreptul gurilor de aer, cu degajarea unei cantități mari de căldură care duce la supraîncălzirea fontei.

Zona îngustă formată deasupra gurilor de aer poate să ajungă pînă la 1 800°C. Avantajele acestui procedeu sînt: creșterea temperaturii fontei la evacuare; reducerea consumului de cocs (pînă la 30%); micșorarea considerabilă a arderilor siliciului și manganului; creșterea (pînă la 0,2%) a proporției de carbon în fontă; mărirea productivității cubiloului. Pentru cubilou se recomandă folosirea carburii eutectice conținînd 72% CaC_2 și avînd temperatura de topire de 1 635°C. La turnătoriile din Anglia s-a constatat că în cazul cubilourilor mari costul carburii de calciu folosite timp de 1–1,5 ani echivalează cu costul instalației de încălzire a aerului.

Îmbogățirea aerului insuflat în oxigen pînă la 30% corespunde ca efect unei preîncălziri a aerului la 1 000°C. Cu toate acestea utilizarea oxigenului în aerul insuflat are un efect redus asupra consumului de cocs. Adaosul de 2% oxigen în aerul insuflat are ca efect creșterea temperaturii (cu 10–40°C), creșterea conținutului de siliciu și carbon în fontă, diminuarea conținutului de sulf în cubilourile acide și economie de cocs.

Aprecierea combustibililor suplimentari se poate deduce din tabela 1, în care sînt cuprinse date comparative pentru diferitele metode analizate.

Studiul experimental al conductibilității termice a materialelor de formare. Virolle X., Chevriot R. și Jeancolas M. Fonderie, nr. 241, 1966, p. 73–82.

După o trecere în revistă a bibliografiei existente asupra problemei, autorii fac o descriere a lucrărilor experimentale efectuate și, utilizînd formule teoretice relativ simple, determină valori numerice comparative pentru conductibilitatea termică a douăzeci de amestecuri de formare, luînd ca bază de referință conductibilitatea unui nisip silico-argilos.

Determinările s-au bazat pe măsurarea timpului de răcire și a temperaturii de la suprafața de contact metal-formă, la solidificarea probelor de formă sferică și cilindrică, turnate din aliaje diferite.

Valoarea conductibilității căldurii materialelor de formare este dată de relația:

$$b = \omega \frac{1}{2} \cdot \frac{\rho_1 (c_1 \Delta\theta + L)}{(\theta_i - \theta_0)} \cdot \frac{V}{S} \cdot \frac{1}{\sqrt{T_s}},$$

în care:

ω este un coeficient care ține seamă de forma piesei și are următoarele valori:

– pentru o placă de grosime determinată:

$$\omega = 1;$$

– pentru un cilindru de lungime infinită:

$$\omega_c = \frac{2}{1 + \sqrt{1 + \frac{\pi}{4} \cdot \frac{\rho_1 (c_1 \Delta\theta L)}{(\theta_i - \theta_0)\rho c}}};$$

– pentru o sferă:

$$\omega_s = \frac{2}{1 + \sqrt{1 + \frac{\pi}{3} \cdot \frac{\rho_1 (c_1 \Delta\theta + L)}{(\theta_i - \theta_0)\rho c}}};$$

ρ – densitatea materialului de formare;
ρ_1 – densitatea aliajului;
c – căldura specifică a materialului de formare;
c_1 – căldura specifică a aliajului;
θ_i – temperatura interfață metal-formă;
θ_0 – temperatura inițială a materialului de formare;
$\Delta\theta = \theta_c - \theta_s$ – supraîncălzirea aliajului, în raport cu temperatura solidus (θ_s) și temperatura de turnare (θ_c);
L – căldura latentă de topire a aliajului;
V – volumul piesei de turnat;
S – suprafața de contact a piesei cu forma;
T_s – timpul de solidificare.

Pentru simplificare s-a admis că: θ_i = constant, L, ρ_1 și c_1 sînt cunoscute și constante în intervalul $\Delta\theta$.

Coeficienții de conductibilitate astfel determinați au avantajul de a putea fi utilizați fără dificultăți în practica curentă pentru determinarea timpilor de solidificare a pieselor. Cu aceasta se face un pas important în practica umplerii formelor și a maselotării pieselor, permițînd: stabilirea rețelei de turnare, a maselotelor, precum și alegerea materialelor de formare după puterea lor de răcire.

Cu ocazia încercărilor efectuate s-au făcut următoarele constatări: amestecul de formare crud are practic aceeași conductibilitate cu cel a amestecului de formare uscat, pentru gama de piese studiate; nisipul de zircon este cel mai bun conducător de căldură, în timp ce amestecul cu 10% azbest este cel mai izolant; tipul liantului joacă un rol important (cazul amestecului cu granule de carborund care este mai puțin eficace, în afară de cazul cînd este legat pe cale ceramică); mărimea piesei și supraîncălzirea aliajului au o influență neglijabilă; coeficientul b pentru un material dat este funcție de temperatura de turnare a aliajului respectiv.

Amestec cu autoîntărire pe bază de silicat de sodiu pentru forme și miezuri. Gibb G. și Williams S. Foundry Trade Journal, nr. 2566, 1966, p. 189–196.

La Congresul internațional al turnătorilor de la Praga, 1963, T. Nishiyama (Japonia) face cunoscută o nouă metodă de preparare a amestecurilor de formare pe bază de silicat de sodiu ce se autoîntăresc. Metoda constă în amestecarea nisipului de cuarț spălat cu 2% ferosiliciu, 75% cu granulație sub 0,048 mm și 6,5% soluție de silicat de sodiu, cu modulul 2 și greutatea specifică 1,3 g/cm³. Întărirea se realizează în cîteva ore în prezența căldurii rezultate din reacția exotermă a silicatului de sodiu cu siliciul metalic.

Adoptarea noii tehnologii în turnătoriile din Anglia s-a făcut inițial folosind datele recomandate de Nishiyama, iar rezultatele obținute au coincis cu cele publicate de acesta. Pentru introducerea pe scară largă a metodei în producția de piese de fontă cenușie s-au făcut o serie de încercări preliminare care au avut drept scop scurtarea timpului de întărire a formelor care este de aproximativ 8 h.

S-a acționat asupra conținuturilor de silicat de sodiu și ferosiliciu. Rezultatele obținute au fost următoarele:

– un amestec cu 6% Na_2OSiO_2 + 3% FeSi a început să se întărească în 2 min, iar după 7 min s-a întărit complet. Temperatura a ajuns în jurul a 120°C. Această viteză de întărire a fost prea rapidă pentru aplicații practice;

– 5% Na_2OSiO_2 + 3% FeSi a început să se întărească după 8 min. Și acest timp de conservare a amestecului (înainte de a fi folosit) a fost însă prea scurt;

– 5% Na_2OSiO_2 + 2% FeSi a dat un amestec de formare care începe să se întărească după 30 min, păstrînd în același timp rezistența obținută la amestecurile precedente. Această compoziție a fost considerată ca fiind cea mai convenabilă pentru producția de serie. Rezultate mai satisfăcătoare însă s-au obținut cu un amestec conținînd 5% Na_2OSiO_2 și 2,5% FeSi, care a dat un timp de întărire de 12–15 min.

Timpul optim de întărire fiind stabilit, s-a trecut la introducerea, cu rezultate foarte bune, a metodei în turnătoriile cu stație centrală de preparare a amestecurilor de formare cu amestecătoare de tip continuu. Amestecul este adus la locul de muncă cu benzi transportoare.

Utilajul de formare folosit (cutii de miez, modele, rame) este prevăzut cu conicități mari și poate fi din lemn sau metal. Asamblarea plăcii de model cu rama și executarea completă a formei se face pe conveior. La încheierea ciclului forma este întărită, se extrage modelul apoi se pregăteşte pentru turnare.

Un neajuns inerent, care însoţeşte utilizarea amestecurilor preparate după metoda silicat de sodiu : siliciu, este acela că în timpul reacţiei exoterme are loc degajarea unei cantităţi importante de hidrogen care dacă se acumulează în părţile inferioare ale formei, în amestec cu aerul, poate da naştere la explozii violente prin aprindere.

Prin adaptarea utilajului la această metodă în aşa fel ca să se asigure o ventilare perfectă a formei, acest pericol este înlăturat. Descrierea utilajului de formare folosit este făcută pe larg în lucrare.

Este foarte important ca după extragerea formelor din ramă acestea să fie lăsate pe o suprafaţă plană pentru 5 min înainte de a fi închise, pentru două motive : pentru ca formele să nu se deformeze la închidere şi dacă două jumătăţi de formă sînt închise imediat, există pericolul condensării vaporilor pe suprafaţa formei, ceea ce la turnare duce la formarea de sufluri în piesa turnată. După turnare piesele sînt lăsate în formă 30—60 min, funcţie de secţiunea pieselor, apoi se dezbat fără dificultăţi.

Prin acest procedeu se obţine un amestec de formare autoîntăritor, cu caracteristici tehnice satisfăcătoare şi la un preţ de cost scăzut, analog cu cel preparat după procedeul silicat de sodiu: bioxid de carbon.

Stabilitatea termică a nisipului de carbon şi a altor materiale de formare nesilicioase. Gentry E. G. Modern Castings, mai 1966, p. 184—191.

Lipsa de stabilitate termică a nisipului de cuarţ folosit la confecţionarea formelor şi miezurilor în turnătorie a făcut ca atenţia să se îndrepte către unele materiale de formare nesilicioase, printre care se află şi un material de formare relativ nou, denumit simplu „nisip de carbon". Acesta este un produs rezultat din procesul de rafinare a petrolului şi care, dacă este cocsificat şi calcinat, se prezintă sub forma unor granule de carbon, cu forme rotunjite, rezistente la sfărîmare. Nisipul de carbon are diferite aplicaţii în turnătorie : la confecţionarea formelor şi miezurilor şi a formelor coji etc. Pe lîngă alte avantaje, prezentate de utilizarea acestui material de formare, este şi dilatarea sa termică mică în comparaţie cu a nisipului silicios. Caracteristicile acestui nisip s-au studiat comparativ cu ale nisipului de cuarţ şi cu cele a încă două materiale cunoscute, de formare nesilicioase : nisipul de zirconiu şi nisipul pe bază de olivin. Analiza granulometrică a celor patru nisipuri este dată în tabela 1. Cu aceste nisipuri s-au preparat amestecuri simple pe bază de nisip-argilă-apă (tabela 2), asupra cărora s-au făcut determinări. Pentru stabilirea dilatării termice s-au urmărit două aspecte :

— cavitatea dată de dilatare (adusă la echilibru) pentru temperaturi cuprinse între cea ambiantă şi cea de înmuiere a argilei (1 204°C);

— dilatarea la şoc termic, sub sarcină, la 982°C.

Tabela 1

Nr. sitei (standard S.U.A.)	Nisip de cuarţ	% nisip reţinut pe sită		Nisip zirconiu
		carbon	olivin	
30	0,0	0,0	0,0	0,0
40	1,2	2,8	0,5	0,0
50	14,5	11,9	16,5	0,8
70	22,0	22,8	25,9	8,8
100	27,0	29,4	23,1	55,8
140	20,8	20,0	18,9	33,3
200	11,2	10,9	11,6	1,2
270	2,6	1,7	2,0	0,1
pe tavă	0,2	0,5	1,5	0,0

Tabela 2

	Amestec nr.				
	1	2	3	4	5
Nisip silice, %	92,65	—	—	—	—
Nisip carbon, %	—	89,4	—	—	85,75
Nisip olivin, %	—	—	93,05	—	—
Nisip zirconiu, %	—	—	—	95,72	—
Bentonită, %	5,5	8,0	5,2	3,2	10,9
Umiditate, %	1,85	2,6	1,75	1,08	3,35

Rezultatele acestor determinări sînt date în figurile 1 şi 2. Se observă dilatarea rapidă a nisipului de cuarţ între 538 şi 649°C, urmată de o contracţie la temperaturile ce depăşesc 871°C, în timp ce nisipurile de olivin, zirconiu şi carbon au dat dovadă de o dilatare termică cu mult scăzută, în comparaţie cu cea a nisipului de cuarţ în echilibru, la toate temperaturile (de la cea ambiantă pînă la circa 1 204°C). Probele de dilatare la şoc termic confirmă, de asemenea, stabilitatea termică superioară a nisipurilor de olivin, zirconiu şi carbon. Gradul de tasare a formelor nu a influenţat proprietăţile de dilatare termică a nisipului carbon.

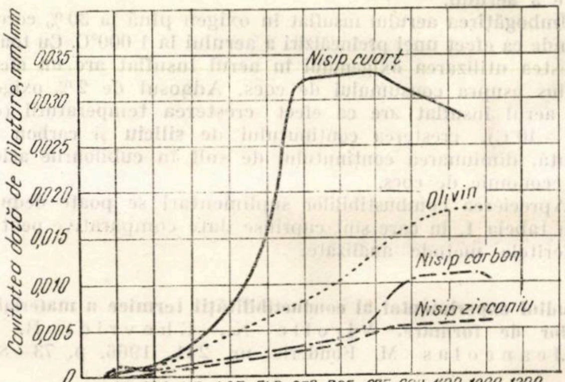


Fig. 1

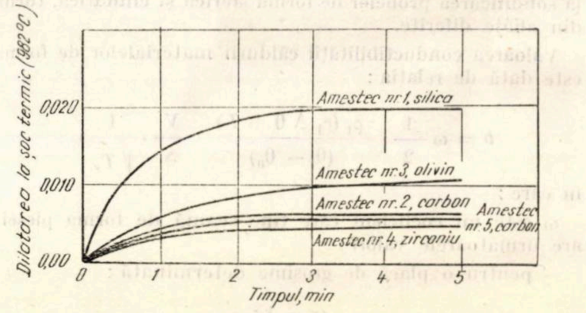


Fig. 2

Formarea structurilor albe şi pestriţe la fonte, prin adaosuri de bor. Ensor T. The British Foundryman, nr. 4, 1966, p. 157—167.

Sînt examinate efectele adaosurilor de bor (ca ferobor sau carbură de bor) în producerea structurilor pestriţe în fontele cu grafit lamelar şi nodular şi efectul asupra formării structurii albe şi pestriţe în fontele cu grafit lamelar, cu solidificare albă. Feroborul conţinînd între 15 şi 20% B este mai indicat decît carbura de bor. Acesta se adaugă sub formă de pulbere în oală, în același timp cu ferosiliciul, asigurînd o asimilare de aproape 100%, în fontele cu grafit lamelar, și de 60—80%, în fontele tratate cu magneziu. În cazul în care se retopesc deșeuri de fier vechi conținînd bor, în oală se adaugă numai ferosiliciu, structurile obținute fiind similare.

Structurile pestrițe, la fontele cu grafit lamelar și la cele tratate cu magneziu, se obțin la un conținut de bor în fontă de 0,05—0,15% introdus înainte de turnare, împreună cu 0,5% Si ca ferosiliciu. Caracteristica structurii pestrițe produse de bor la aceste fonte este uniformitatea distribuției carburilor pe întreaga secțiune transversală a probei. Aceasta este în complet contrast cu efectele observate în cazul structurilor pestrițe obținute prin adaosuri de crom în cuptor, urmate de adaosul ferosiliciului în oală. În ultimul caz, structura este mai puțin uniformă; există tendința ca suprafețe mari să fie ocupate de carburi către centru, la piesele de secțiune mare, și de formare a unei zone albe de suprafață, la piesele de secțiune mai mică.

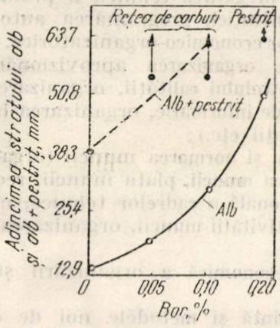


Fig. 1

Cu toate că efectul borului, în producerea structurii pestrițe, este relativ insensibil la variații în grosimea secțiunii, structurile trebuie realizate prin limitarea conținuturilor de bor funcție de tipul de structură și de mărimea piesei. În cazul adaosurilor de bor făcute la fontele tratate cu magneziu un conținut de bor mai mare de 0,05% provoacă o degenerare a structurii de grafit globular și o creștere a cantității de carburi. Această imperfecțiune a formei grafitului este mai pronunțată la piesele de secțiune mai mică.

Proprietățile mecanice ale fontelor tratate cu bor sînt similare cu cele prezentate de orice structură pestriță comparabilă. Prin creșterea cantității de carburi scade rezistența la tracțiune și plasiticitate, dar crește duritatea.

Prelucrabilitatea fontelor pestrițe cu grafit lamelar pare a fi destul de bună, dar întrucîtva mai rea ca a celor pestrițe, tratate cu magneziu. Duritatea carburilor în fontele conținînd bor a fost asemănătoare cu cea a fontelor cu crom, dar la 875°C, stabilitatea termică a carburilor a fost inferioară.

Unele rezultate surprinzătoare au fost obținute în cazul fontelor albe. La probele turnate, de 28 mm grosime, borul a avut foarte mare efect în creșterea adîncimii stratului albit și a celui alb-pestriț (fig. 1). Un adaos de 0,05% B a dat o rețea fină de carburi pe toată porțiunea cenușie a probei. Această rețea devine din ce în ce mai grosolană pe măsură ce adaosurile de bor cresc. La un adaos de 0,25% B ruptura piesei a fost complet albă.

Efectul elementelor asupra formării structurii albe și albe-pestrițe poate fi exprimat cantitativ prin influența unui adaos de 1% din elementul respectiv asupra creșterii sau descreșterii stratului alb și alb-pestriț (tabela 1).

Tabela 1

Efectul adaosului de 0,1% din:	Efectul asupra structurii albe	Efectul asupra structurii albe-pestrițe
Siliciu	descrește cu 18%	descrește cu 18%
Crom	crește cu 16%	crește cu 16%
Bor	crește cu 60%	*

* Efectul asupra structurii albe-pestrițe variază în limite largi și nu poate fi evaluat cantitativ.

Totuși, în probele cu diametrul de 240 mm adaosul de 0,1% B nu a dus la creșterea stratului albit dar în locul structurii pestrițe apare o structură albă fără delimitări, pe întreaga secțiune transversală. Această diferență este probabil un efect al vitezei de răcire.

Proprietățile structurii albe nelimitate, obținute prin adaosul de bor, pot fi comparate cu cele obținute la o piesă similară în care aceeași structură a fost obținută prin adaosul de 1% Ni și 1% Cr, însă sînt și unele diferențe: structura la centrul piesei turnate din fonta cu bor conține o cantitate considerabilă de carburi, iar perlita, adesea înconjurată de o rețea de carburi, este relativ grosolană; la fontele cu Ni-Cr cantitatea de carburi la centru este scăzută, iar perlita este fină.

Duritatea măsurată în secțiunea transversală a probei arată (fig. 2) că există numai o mică diferență de duritate între marginea și centrul piesei la fontele cu bor (curba *1*) dar există o descreștere progresivă (curba *2*) a durității, de la margine la centru, în cazul fontelor cu Ni-Cr.

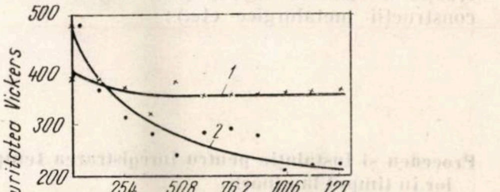


Fig. 2

Structura fontelor cu bor poate fi îmbunătățită cu un adaos de nichel, însă adaosul de 0,1% B este mult mai scump decît 1% Cr; din acest motiv utilizarea borului este economică numai dacă adaosul nichelului poate fi evitat. De asemenea, borul poate fi utilizat pentru substituirea cromului în producția de piese mici albite.

Deoarece pierderile de bor la retopirea fierului vechi conținînd bor sînt neînsemnate, este necesară o sortare avansată a acestora pentru a nu se ajunge, din neatenție, să fie folosite la elaborarea altor tipuri de fonte, mai ales a celor cu grafit nodular, în care borul are o influență nefavorabilă asupra formei grafitului.

RECENZII

Ş. ORĂSCU. **Organizarea ştiinţifică a producţiei în industria metalurgică.** Bucureşti, Institutul central de documentare tehnică, 1966.

Producţia industrială nu este o acţiune spontană între materia primă şi utilajele care să o transforme în produse. Producţia industrială este o acţiune complexă care pune în joc o serie mare de factori a căror conlucrare nu este posibilă decît printr-o organizare adecvată.

În contemporaneitatea noastră, cînd caracterul factorilor de producţie este din ce în ce mai pronunţat ştiinţific, organizarea producţiei nu poate face faţă cerinţelor decît tot printr-o concepţie ştiinţifică aplicată la toate articulaţiile aparatului organizatoric al industriei.

În această situaţie, preocuparea intensă de a dota industria cu organizarea cît mai ştiinţifică a producţiei interesează pe toţi lucrătorii sectorului industrial, iar în metalurgie, unde volumul de materiale, cantitatea de utilaje şi numărul de lucrători prezintă valorile maxime în industrie, interesul organizării ştiinţifice a producţiei devine vital.

Lucrarea cu titlul de mai sus urmăreşte prezentarea sistematizată a problemelor organizatorice în metalurgie cu rezolvarea actuală a lor pe plan mondial, exemplificînd cu cazuri concrete, reale, şi de succes notoriu, selecţionate dintr-o bibliografie masivă, cu 130 de referinţe.

Lucrarea este împărţită în mod metodic în capitole care arată succesiunea logică a aplicaţiei organizării ştiinţifice, astfel:

— organizarea proiectării şi a construcţiei uzinelor metalurgice (condiţii pentru înfiinţarea şi dezvoltarea uzinelor, capacitatea optimă a uzinelor, optimizarea soluţiilor de proiectare, organizarea întreprinderilor de proiectare şi construcţie a uzinelor metalurgice, organizarea şantierelor de construcţii metalurgice etc.);

— organizarea modernă a conducerii uzinelor metalurgice (structura uzinei, colaborarea dintre servicii, serviciul de organizare a producţiei, psihologia conducerii, raţionalizarea şi automatizarea conducerii etc.);

— organizarea ştiinţifică a producţiei (folosirea metodelor matematice, metode noi de determinare şi folosire a capacităţii de lucru, pregătirea tehnică a producţiei, organizarea modernă a fabricaţiei, programarea automatizată, modernizarea lucrărilor economico-organizatorice, organizarea transportului intern, organizarea aprovizionării şi depozitării, organizarea controlului calităţii, organizarea cercetării ştiinţifice, sistemul de informaţie, organizarea lucrărilor de întreţinere şi reparaţii etc.);

— organizarea şi normarea muncii (organizarea locului de muncă, normarea muncii, plata muncii, recrutarea şi perfecţionarea profesională a cadrelor tehnice, metode noi pentru calculul productivităţii muncii, organizarea protecţiei muncii etc.):

— eficienţa economică a organizării ştiinţifice a întreprinderii.

Autorul prezintă şi metodele noi de conducere, făcînd apel la psihologia, raţionalizarea şi automatizarea conducerii, adică la aparatul cibernetic care pătrunde în toate activităţile societăţii moderne contemporane.

Metodele matematice, programarea integrală a producţiei, cu optimizarea proceselor metalurgice, sînt redate cu schiţe sugestive şi cu explicaţii clare.

Autorul a urmărit să atragă atenţia lucrătorilor din serviciile de organizarea producţiei metalurgice asupra importanţei dominante a metodei ştiinţifice în activitatea lor şi reuşeşte să fixeze această atenţie, insuflînd interesul activ cerut astăzi de conducerea noastră superioară fiecărui factor la nivelul responsabilităţii sale.

Prof. *P. Dumitraşcu*

INVENŢII

Procedeu şi instalaţie pentru înregistrarea temperaturii ţaglelor în timpul laminării.

Invenţia se referă la un procedeu şi o instalaţie care permite măsurarea temperaturii ţaglelor în timpul laminării şi anume în momentul ieşirii ţaglei dintre cilindrii laminorului. Se foloseşte în acest scop un pirometru optic cu radiaţie totală care are axa optică a lentilei orientată perpendicular pe direcţia de înaintare a ţaglei. Pirometrul optic este dispus imediat la ieşirea acesteia din valţurile laminorului, unde suprafaţa sa este lipsită de oxizi, operaţia de înregistrare a temperaturii măsurate făcîndu-se în mod discontinuu, sincronizat cu ieşirea celui de-al doilea capăt al ţaglei din cilindrii laminorului. Acţionarea peniţei înregistratoare este determinată de un electromagnet comandat de un releu de curent, dispus în circuitul de sarcină al motorului electric de acţionare a laminorului, în momentul cînd curentul de alimentare al motorului electric trece de la valoarea sa în sarcină, la valoarea de mers în gol.

La bornele pirometrului este conectat un milivoltmetru înregistrator de temperatură prin bătaie *A*. Pentru sincronizarea efectuării bătăilor, respectiv înregistrarea temperaturii, în interiorul milivoltmetrului înregistrator de temperatură *A* s-a montat un electromagnet *1* avînd armătura mobilă *2* prelungită cu o tijă *3* acţionată de un resort *4*. Electromagnetul *1* este fixat pe un suport *5* al carcasei aparatului. Mişcarea armăturii mobile *2* a electromagnetului *1* se transmite prin intermediul unor pîrghii *6* şi *7* la peniţa înregistratoare *8* a milivoltmetrului înregistrator de temperaturi *A*, care poate înregistra pe o bandă înregistratoare *9* temperatura ţaglei.

Bobinajul *10* al electromagnetului *1* este conectat printr-un releu de intensitate *11* la una din fazele circuitului de alimentare a motorului electric *12*, de acţionare a cilindrilor laminorului.

Invenţia prezintă avantajele: asigură sincronizarea înregistrării temperaturii cu trecerea ţaglei prin cilindrii laminorului, astfel că temperatura înregistrată corespunde cu temperatura reală a materialului; instalaţia este simplă, robustă şi uşor de întreţinut în exploatare.

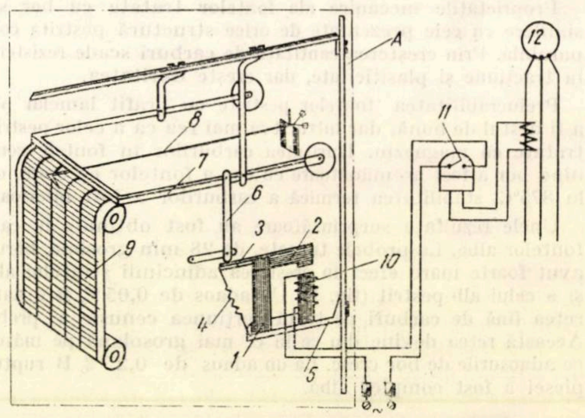


Fig. 1

Brevet R.S. România nr. 43345
Autori: ing. *Ion Bumbea* şi *Alex. Forniciov*
Titular: Ministerul Industriei Metalurgice.

Stahl und Eisen, nr. 16, 1966 : Proprietățile oțelurilor nealiate pentru industria sîrmei ; Comportarea unor straturi de vopsea pe țevi de balizaj în apă de mare ; Proprietățile oțelurilor rapide retopite în vid ; Posibilitățile de a lega azotul prin crom și vanadiu în oțelurile necalmate pentru ambutisare în vederea reducerii tendinței de îmbătrînire ; Influența carbonului, siliciului, manganului, și cromului asupra proprietăților mecanice ale sudurilor cap la cap ; Un nou furnal înalt de mare capacitate la Hörde ; Proprietățile mecanice și tendința de fragilizare ale aliajelor de turnare refractare austenitice ; Fabricarea inelelor din oțel moale prin recoacere de decarburare.

Nr. 17, 1966 : Turnarea necalmată a oțelurilor mai dure prin adaos de oxigen ; Cercetări asupra modificării proprietăților căptușelii din dolomită gudronată a unui convertizor Thomas în funcție de solicitarea în exploatare ; Comportarea la topire a buretelui de fier cu conținut de carbon în cuptorul rotativ de topire ; Bazele organizatorice ale determinării necesarului de angajați și ale consumului de manoperă în vederea comparațiilor interuzinale ; Arderea pietrei de var mărunte în cuptoare reglabile ; Cuptorul cu pantă dublă pentru calcinarea pietrei de var ; Calcinarea pietrei de var în cuptorul înalt inelar ; Coroziune, eroziune și murdărire la turbinele cu gaz de furnal înalt ; Contribuții la chimia siderurgică ; încercarea feroaliajelor, metalelor și materialelor de dezoxidare (1962—1964).

Neue Hütte, nr. 8, 1966 : Tehnica cea mai nouă în domeniul producerii și prelucrării fontei brute ; Puncte de vedere tehnico-economice asupra complexului : explorarea minereurilor de fier, exploatarea minieră, producerea fontei brute ; Industria siderurgică din R.S.C.S. și înnoirile proiectate ; Prepararea chimică a purtătorilor de fier ; Experiențe noi privind clasarea materialelor de încărcare pentru instalații de aglomerare și pentru furnal ; Problemele termotehnice de construcție și de zidire ale cauperelor pentru temperaturi ridicate ; Instalații de încărcare pentru cuptoare Fe—Si ; Metale dure rezistente la oxidare ; Cercetări privind măsurarea potențialului termoelectric pe probe de fier ; Rezultate ale cercetări rezistenței de durată ale oțelurilor refractare austenitice ; Normarea stocului de metal — o contribuție pentru îmbunătățirea economiei în uzinele siderurgice ; Contribuție la determinarea solicitării elementelor de siguranță din laminoare ; Trenul finisor de laminat sîrmă din uzina siderurgică ,,Wilhelm Florin'' din Hennigsdorf ; Cercetări teoretice și experimentale privind forțele și momentele de torsiune la îndreptarea laminatelor pe mașini de îndreptat cu role ; Ultrasunetul, un mijloc pentru deformarea metalelor ; Măsurarea umidității cu neutroni, un procedeu rapid pentru controlul și conducerea automată a proceselor de exploatare.

Kuznecino stampovocinoe proizvodstvo, nr. 6, 1966 : Perspectivele dezvoltării construcției de mașini pentru forjare — presare ; Deformarea metalului într-un cîmp cu impulsuri magnetice ; Determinarea eforturilor de deformare la tragerea pe dorn a semifabricatelor inelare ; Experiențele pe bază de modele, privind defectele închise la refularea și întinderea oțelurilor cu plasticitate redusă ; Metodica cercetărilor tensiunilor de contact la deformarea plastică, cu ajutorul știfturilor universale ; Asupra determinării parametrilor de arcuire la încovoierea plastică a țevilor ; Asupra determinării tensiunilor pe muchiile de tăiere ale ștanțelor de decupare din metale dure ; Îndoirea scoabelor cu plăci verticale ; O nouă soluție constructivă pentru traversa unei prese cu patru coloane ; Prese hidraulice pentru extrudarea profilului gravurii metrițelor ; Cercetarea tensiunilor în batiul presei automate A-714 prin utilizarea modelelor din sticlă organică ; Cercetări experimentale de protecție hidraulică a unei prese cu manivelă pentru extrudarea țevilor ; Recuperatoare pentru cuptoarele funcționînd la temperaturi înalte ; Mecanizarea procesului de matrițare a arborilor cotiți pe ciocane ; Refularea de precizie a pieselor cu tije și flanșe cu utilizarea încălzirii locale prin inducție ; Blocul și suporții pentru decuparea pereților cutiilor ; Utilaj de presare pentru prelucrarea maselor plastice în străinătate ; Execuția pieselor forjate inelare.

Nr. 7, 1966 : Calculul cîmpului de temperatură la extrudare ; Criterii de complexitate a configurației pieselor forjate ; Cercetări asupra interdependenței dintre viteză, plasticitate și rezistența la deformare a oțelurilor carbon ; Durabilitatea sculelor de tăiere de la automatele de refulare la rece ; Calitățile în exploatare ale pinioanelor conice cu dinți drepți cu dantură matrițată și fără prelucrarea bazei danturii ; Procesul tehnologic de extrudare la cald în două treceri a pieselor forjate din oțel, în matrițe demontabile ; Influența condițiilor de refulare asupra rezultatelor determinării plasticității metalelor ; Asupra aprecierii capacității de ambutisare adîncă a tablelor cu molibden ; Evazarea semifabricatelor tubulare și a pieselor cave din nichel cu o grosime relativă sub 0,02 ; Dispozitiv de încărcare — descărcare la o presă pentru executarea pieselor de mobilă din placaj ; Încălzirea electrică prin contact a semifabricatelor sub formă de table și profile din aliaje cu titan ; Metode de matrițare la cald fără bavură a pieselor forjate ; Presă pentru îndoire, îndreptare și ștanțare a pieselor cu gabarit mare ; Dispozitiv de strîngere și fixare, utilizat la ciocanele de forjat liber ; Extrudarea titanului ; Matriță fără blocuri pentru refularea pieselor pe mașini de forjat orizontale ; Ștanță de tip combină.

Nr. 8, 1966 : Presiunea pe perete la matrițarea în gravură închisă la curgerea metalului în colțuri ; Extrudarea aluminiului prin matrițe răcite cu apă ; Repartiția temperaturii în secțiunea lingoului în procesul de răcire în lingotieră și în vagoanele termoizolante ; Asupra posibilității de matrițare fără bavură și fără compensator la maxiprese ; Metodica calculului tensiunilor la ambutisarea în matrițe prevăzute cu raze ; Asupra cercetării cu aparatele PTL-10 și MTL-10 a proprietăților tehnologice a tablelor metalice subțiri ; Matrițarea de precizie a bucșelor de lagăre cu frecare uscată ; Asupra alegerii poziției berbecului pentru eforturile nominale la automatele de presare cu mai multe poziții pentru ștanțarea tablelor și determinarea lucrului de deformare ; Determinarea sarcinilor maxime la elementele de susținere ale dispozitivului de rotire cu bile al manipulatorului pentru forjă ; Linie automată pentru fabricarea tablelor din oțel și azbest ; Determinarea părților căzătoare ale ciocanelor de matrițat; Influența temperaturii de încălzire asupra plasticității, structurii și a proprietăților mecanice ale oțelului H17N2 ; Asupra unor indici tehnico-economici privind producția de matrițare și forjare ; Ștanță pentru tăierea bavurilor la piesele cilindrice ; Nou dispozitiv pentru perforarea pieselor forjate mari la presele hidraulice cu abur ; Micșorarea zgomotului, cu ajutorul amortizoarelor, la presele firmei Erfurt ; Seminar privind matrițarea volumică la cald și la rece.

A V-a sesiune de comunicări tehnico-științifice la uzina „Oțelul roșu"

La uzina „Oțelul roșu", în zilele de 21 și 22 octombrie 1966, a avut loc a V-a sesiune tehnico-științifică organizată de către Comisia inginerilor și tehnicienilor în colaborare cu conducerea uzinei.

La sesiune au participat invitați de la Institutul de cercetări metalurgice, de la combinatele și uzinele siderurgice ale M.I.M., precum și de la institutele politehnice din Timișoara și București.

Au fost prezentate comunicările :

„Mijloc de obținere a cilindrilor indefiniți la uzina „Oțelul roșu" și influența lor asupra îmbunătățirii calității laminatelor" (Stălinescu I. și Toma I. — Oțelul roșu) ;

„Studiul tehnico-economic de integrare a uzinei „Oțelul roșu", cu scopul obținerii de beneficii cît mai mari (Dumbravă R. — Oțelul roșu) ;

„Calibrarea cilindrilor cu crustă dură pentru laminarea tablei silicioase de 0,35—0,5 mm, cu scopul micșorării pierderilor magnetice, în W/kg" (Munteanu P., Dumitrache Adriana și Telescu R. — Oțelul roșu) ;

„Studiul repartizării carbonului și a manganului în oțelul slab aliat și necalmat" (Pagu D. — Oțelul roșu).

„Îmbunătățirea calității laminatelor la rece, prin evitarea decarburării în cazul recoacerii de recristalizare" (Niculescu Tr. — Oțelul roșu).

„Cercetări privind folosirea de soluții de decapare cu nocivitate redusă pentru îndepărtarea oxizilor la oțelurile carbon obișnuite" (Nicolae Alexandrina — I.C.E.M., Suciu Elena — Oțelul roșu).

„Studiu asupra unui aparat ce funcționează cu izotopi radioactivi, pentru determinarea exactă a șutajului la cald, a platinelor cu retasură" (Telescu R. — Oțelul roșu) ;

„Experimentări privind influența unor parametri tehnologici asupra proprietăților magnetice ale tablelor electrotehnice laminate la cald" (Drăgan I., Fischgold R., Laiu N. și Franțiu I. — ICEM, Văcărescu N. — Oțelul roșu) ;

„Cercetări privind modificarea fontelor cu prealiaj de nichel — magneziu" (Sofroni L. și Cosneanu C. — I.C.E.M.).

„Exploatarea rațională a cilindrilor cu crustă dură cu scopul îmbunătățirii indicilor de consum și a calității tablei" (Ardeleanu I. — Oțelul roșu).

„Posibilități de mărire a capacității de producție a laminorului de platine și îmbunătățirea consumului specific de cilindri" (Munteanu P. și Telescu R.) ;

„Influența ecruisării asupra proprietăților fizico-mecanice a benzilor laminate la rece" (Ghedion N. — Oțelul roșu).

În numeroase discuții purtate pe marginea referatelor prezentate, s-a lămurit sensul și importanța lucrărilor, s-a apreciat nivelul teoretic ridicat, precum și aplicabilitatea practică a lucrărilor de studiu și cercetare prezentate.

Totodată, s-a elaborat un plan de măsuri concrete în care au fost prezentate soluții pentru rezolvarea unei serii de probleme din cele mai actuale privind producția și calitatea oțelurilor și laminatelor uzinei.

Sesiunea și-a atins pe deplin scopul, bucurîndu-se de aprecierea unanimă a participanților.

Ing. I. Băilă

INDEX DE AUTORI

Chevriot R. . . . . p. 711
Cosma D. . . . . p. 661
Cosneanu C. . . . . p. 667
Dîmboiu E. . . . . p. 672
Dobrescu R. . . . . p. 682
Dumitrașcu P. . . . . p. 687
Dumitrescu Th. . . . . p. 682
Dumitrescu Tr. . . . . p. 667
Ensor T. . . . . p. 712
Gentry E. G. . . . . p. 712
Ghinea M. . . . . p. 682
Giacomelli I. . . . . p. 672
Gibb G. . . . . p. 711
Grumbach M. . . . . p. 707
Herșcovici P. . . . . p. 694
Ivan M. . . . . p. 682
Jackson W. J. . . . . p. 708
Jeancolas M. . . . . p. 711
Kay H. . . . . p. 710
Murguleț N. . . . . p. 687
Negrescu C. . . . . p. 682
Negruș O. . . . . p. 684
Oprescu I. . . . . p. 676
Orăscu Ș. . . . . p. 714
Peterson E. C. . . . . p. 704
Pilly N. . . . . p. 697
Pomey G. . . . . p. 707
Pridvornic M. . . . . p. 691
Reth E. . . . . p. 705
Sofroni L. . . . . p. 667
Stălinescu I. . . . . p. 667
Sweeney B. . . . . p. 708
Tasker J. . . . . p. 708
Toma I. . . . . p. 667
Tripșa I. . . . . p. 661
Tudoran P. . . . . p. 672
Virole X. . . . . p. 711
Williams S. . . . . p. 71

E 5280

Index alfabetic de rubrici şi autori

METALURGIA — 1966

Studii şi cercetări

Avram Maria, *Brălescu C.*, *Morail R.* şi *Ştefănescu Gh.*: Contribuţii la studiul fontelor maleabile perlitice, nr. 4, p. 200—205.

Balaban Lidia şi *Iliescu Elena*: Cercetări asupra rezistenţei la coroziune a oţelului inoxidabil feritic cu 17% Cr, nr. 4, p. 195—199.

Barbu I., *Ştefănescu I.*, *Reinhorn Gabriela*, *Corciovei Emilia* şi *Falk E.*: Studiul comparativ al caracteristicilor şi compoziţiei cocsului brichete ICEM, nr. 6, p. 301—305.

Barbu I., *Ştefănescu I.*, *Falk E.* şi *Corciovei Emilia*: Influenţa formei şi mărimii bucăţilor asupra permeabilităţii în strat şi asupra greutăţii volumetrice a cocsului brichete, nr. 10, p. 549—555.

Barbu I. şi *Reinhorn Gabriela*: Reactivitatea cocsului „în bucată", nr. 11, p. 620—621.

Chiriţă V.: Unele probleme ale avansului la laminarea profilelor periodice, nr. 2, p. 65—69.

Cîndea-Muntean V. şi *Gonţeanu A.*: Desulfurarea huilelor din Valea Jiului prin metode mecanice şi magnetice, nr. 5, p. 249—252.

Cosneanu C.: Variaţia tensiunii superficiale a fontelor în funcţie de temperatură, nr. 1, p. 11—13.

Cosneanu C.: Contribuţii privind studiul mecanismului procesului de modificare a fontelor, nr. 10, p. 563—567.

Costăchescu I.: Caracteristicile mecanice la tracţiune la cald ale oţelurilor pentru ţevi, nr. 1, p. 9—11.

Crăciunescu V., *Feldmann V.* şi *Winkler A.*: Aspecte tehnico-economice ale evoluţiei structurii de combustibil la Combinatul siderurgic — Reşiţa, nr. 8, p. 436—439.

Crişan I.: Cercetări de laborator şi semiindustriale privind cuprarea, zincarea şi cadmierea în electroliţi necianurici, nr. 4, p. 205—210.

Dascălu H.: Consideraţii privind decarburarea oţelului de rulmenţi, nr. 3, p. 135—140.

David V. şi *Kaba E.*: Utilizarea cocsului de petrol neaglutinant, ca degresant în şarjele de cărbuni de la Uzina cocsochimică — Hunedoara, nr. 4, p. 185—188.

Dîmboiu C., *Tudoran P.* şi *Giacomelli I.*: Cercetări privind legătura dintre unele caracteristici ale fontelor cenuşii şi viteza de propagare a sunetului, nr. 12, p. 672—676.

Drăgan I., *Novac Şt.* şi *Crafti A.*: Consideraţii privind caracteristicile de deformabilitate la cald ale oţelurilor inoxidabile, nr. 1, p. 5—8.

Drăgan N. şi *Bernştein M. L.*: Tratamentul termomecanic al ţevilor cu răcire accelerată cu aer comprimat după laminare, nr. 5, p. 266—268.

Dumitrescu Th. şi *Lică T.*: Automatizarea încărcării şi descărcării semicocsului în buncărele carbofluid, pe baza controlului radiometric al nivelului în buncăr, nr. 4, p. 192—195.

Dumitrescu Th., *Caba M.* şi *Popescu Viorica*: Folosirea izotopilor radioactvi la studiul cristalizării lingourilor din aliaje de aluminiu, turnate semicontinuu, nr. 7, p. 389—392.

Dumitrescu Tr., *Sofroni L.*, *Cosneanu C.*, *Toma I.* şi *Stălinescu I.*: Contribuţii asupra turnării cilindrilor de laminor cu crustă dură din fontă tratată cu magneziu, nr. 12, p. 667—672.

Firoiu C. şi *Neaţă-Bălescu M.*: Obţinerea electrolitică a aliajului dur de aur-nichel, nr. 9, p. 508—510.

Fischgold R., *Laiu N.*, *Teodorescu M.* şi *Feber I.*: Determinarea unor parametri de lucru la o cajă cvarto pentru laminarea la rece de benzi înguste din oţel, nr. 7, p. 373—378.

Forizs Şt.: Influenţa proprietăţilor chimice ale cocsului asupra proceselor din furnal, nr. 9, p. 497—500.

Franţiu I. şi *Laiu N.*: Aspecte ale recoacerii tablelor decapate în cuptoare tunel, nr. 4, p. 189—192.

Franţiu I. şi *Laiu N.*: Experimentări privind recoacerea tablelor decapate şi utilizarea lor, nr. 8, p. 439—442.

Gâdea Suzana, *Protopopescu M.*, *Meţianu I.* şi *Moldoveanu D.*: Alame cu argint pentru lipirea pînzelor de ferăstrău, nr. 6, p. 313—318.

Havlicek Fr. şi *Jelinek P.*: Variaţia presiunii în maselotele închise, nr. 1, p. 18—23.

Hătărăscu O.: Cercetări cu privire la utilizarea buretelui de fier pentru elaborarea oţelurilor în cuptoare electrice cu arc, nr. 5, p. 253—257.

Ionescu D., *Păun A.*, *Sava Elena* şi *Orosz Ruxandra*: Consideraţii asupra îmbunătăţirii calităţii indicilor de exploatare la fabricarea semicocsului şi cocsului prin fluidizare, nr. 7, p. 369—373.

Ionescu Gh. I. şi *Costescu Doina*: Calculul termodinamic al unui încălzitor cu flacără de gaz metan şi efectul încălzirii asupra oţelurilor sudate de tip Cr—Mo—V, nr. 10, p. 574—576.

Ioniţă I.: Consideraţii privind obţinerea aluminiului celular poros, nr. 3, p. 144—148.

Klöckl O.: Particularităţile regimului termic la cuptoarele Martin de 400 t, încălzite cu gaz rece şi influenţa acestuia asupra productivităţii cuptorului, nr. 1, p. 1—5.

Kozak R.: Consideraţii privind îmbunătăţirea calităţii sîrmelor amprentate pentru beton precomprimat cu coarde, nr. 2, p. 69—73.

Marinescu-Firică M.: Influenţa factorilor de calitate a oţelului asupra rezultatelor unui tratament termic corect aplicat (I), nr. 2, p. 73—76.

Marinescu-Firică M.: Influenţa factorilor de calitate a oţelului asupra rezultatelor unui tratament termic corect aplicat (II), nr. 3, p. 130—134.

Mazur Margareta, *Dan Valentina* şi *Beşliu Laura*: Recuperarea sulfului din gazul de cocs, nr. 8, p. 433—436.

Murguleţ N. şi *Bărăscu I.*: Un nou tip de instalaţie pentru dezgheţarea minereurilor şi cărbunilor, nr. 3, p. 121—129.

Nica M. şi *Dragomir I.*: Folosirea aerului comprimat pentru intensificarea procesului de elaborare a oţelului în cuptoarele Martin, nr. 2, p. 61—64.

Nicolae Alexandrina şi *Cristea Silvia*: Soluţii de decapare cu nocivitate redusă pentru oţelul carbon de tip OL 38, nr. 8, p. 442—446.

Niederkorn I., *Slivneanu Iulia* şi *Craiu Viorica*: Contribuţii la obţinerea staniului de înaltă puritate, nr. 11, p. 613—619.

Novac Şt., *Mereţ N.* şi *Iuşan Rozalia*: Unele aspecte privind durabilitatea cablurilor din oţel fabricate în ţară, utilizate la instalaţiile de extracţie minieră, nr. 9, p. 514—518.

Ogea M.: Realizări în domeniul nitrurării gazoase cu încălzire prin c.i.f., nr. 9, p. 510—514.

Oprescu I.: Metodă pentru calculul caracteristicilor agregatelor continue de tratament termic, nr. 12, p. 676—681.

Poeniţă Virginia şi *Belei Gh.*: Consideraţii asupra posibilităţilor de utilizare în turnătorii a amestecurilor cu lianţi pe bază de răşini furanice care se întăresc la rece, nr. 11, p. 622—625.

Popescu V. I.: Unele particularităţi ale curgerii materialului la matriţarea bielelor, nr. 9, p. 504—508.

Popescu V. I.: Execuţia prin extruziune a supapelor, nr. 10, p. 571—574.

Přibÿl I. şi *Plachy I.*: Turnarea arborilor cotiţi pentru motoare de automobil, în semicochilii, prin metoda reversibilă, nr. 6, p. 319—325.

Protopopescu Aurelia şi *Cedighian S.*: Materiale magnetice moi din pulberi de Alsifer, nr. 5, p. 261—265.

Rău Al. şi *Vacu Silvia*: Contribuţii la problema îmbunătăţirii producţiei oţelului pentru osii, nr. 6, p. 306—312.

Rotenstein B.: Transformarea austenitei la răcire continuă şi diagramele termocinetice corespunzătoare pentru trei oţeluri româneşti, nr. 8, p. 446—451.

Sassu N.: Tratamentul termomecanic la temperaturi superioare (T.T.M.T.S.) — metodă eficientă pentru îmbunătățirea proprietăților mecanice și a structurii oțelurilor întrebuințate în construcția de mașini, nr. 3, p. 140—144.

Sarbu N.: Cercetări privind proprietățile oțelului M16C pentru construcții metalice sudate, nr. 9, p. 501—504.

Scutu V., Bulzan Doina și *Fekete Al.:* Fabricarea produselor refractare la Combinatul siderurgic — Reșița și comportarea lor în exploatare, nr. 1, p. 24—27.

Segărceanu T., Avram C. și *Guran M.:* Considerații tehnico-economice cu privire la posibilitatea de valorificare a minereurilor de fier cu conținut de vanadiu, nr. 10, p. 555—559.

Sofroni L., Văcărescu N. și *Toma I.:* Cercetări privind efectul modificator obținut la amestecarea fontelor lichide, tratate și netratate cu magneziu, nr. 10, p. 559—563.

Suceveanu Gh. și *Minkevici A. N.:* Noi băi de săruri pentru tratamente termochimice la temperatură joasă, nr. 6, p. 325—329.

Suceveanu Gh. și *Minkevici A. N.:* Noi băi de săruri pentru tratamente termochimice la temperatură inaltă, nr. 7, p. 385—389.

Suceveanu Gh., Ionescu D. și *Haltrich K.:* Cercetarea și aplicarea procedeelor de cementare și carbonitrurare prin picurare, nr. 11, p. 626—628.

Șerban A.: Solicitările țevilor sub presiune interioară la temperatură normală, nr. 6, p. 329—332.

Șerdean Ana: Studiul mineralogic al electrocorindonului normal, nr. 8, p. 456—461.

Ștefănescu M. D.: Efectul staniului asupra proprietăților unor fonte cenușii cu grafit lamelar cu grade de eutecticitate diferite, nr. 1, p. 13—17.

Tripșa I. și *Hătărăscu O.:* Cercetări pentru elaborarea fontei în furnal folosind burete de fier în încărcătură, nr. 7, p. 365—369.

Tripșa I. și *Cosma D.:* Contribuții la studiul elaborării oțelurilor cu proprietăți superioare, nr. 12, p. 661—666.

Veiser I.: Fabricarea produselor refractare silica termoizolante, nr. 10, p. 567—571.

Vulcu V., Bratu I. și *Jakab E.:* Studierea construcției pieselor turnate cu ajutorul unor materiale ușor fuzibile, nr. 8, p. 451—456.

Wanyorek C.: Folosirea diagramelor termocinetice la alegerea oțelului pentru angrenaje cu dantură Novikov, de diferite grosimi, nr. 7, p. 378—385.

Realizări tehnice

Apostol I. și *Oncescu M.:* Determinarea umidității amestecului de turnătorie cu ajutorul surselor de neutroni, nr. 4, p. 213—216.

Bența M. și *Rică I.:* Utilizarea spectrografului P. G. S—2 pentru analiza oțelurilor la Combinatul siderurgic — Hunedoara, n. 6, p. 335—338.

Bireescu L., Dragoe Gh. și *Haidenreich R.:* Metodă microscopică de atac cu amestec de acizi, nr. 11, p. 634—636.

Codreanu M.: Lubrifianți de tip nou pentru ungerea matrițelor de forjat, nr. 3, p. 149—153.

Costache S. și *Ionescu S.:* Modificarea fontei prin adăugare de oțel lichid, nr. 1, p. 27—28.

Dumitrescu Th., Ghinea M., Ivan M., Dobrescu R. și *Negrescu C.:* Instalație radiometrică pentru controlul nivelului încărcăturii din cubilou, nr. 12, p. 682—684.

Fechete A. și *Niță V.:* Amestecurile de formare și calitatea suprafețelor pieselor din fontă, nr. 2, p. 80—82.

Fotache I. și *Rădulescu I.:* Utilizarea molibdenitei ca înlocuitor al feromolibdenului, nr. 2, p. 77—79.

Gîrleanu Gr.: Cauzele apariției incluziunilor dure la piesele turnate din aliaje de aluminiu, nr. 5, p. 275—277.

Grünwald E.: Curățarea pieselor turnate, în topitură de săruri alcaline, nr. 6, p. 338—343.

Iancu V.: Fabricarea electrocorindonului normal din bauxite indigene, nr. 5, p. 272—274.

Lazăr C.: Rețete noi de vopsele pentru vopsirea formelor și miezurilor executate din amestec cu silicat de sodiu, nr. 3, p. 156—157.

Mitrofan A. și *Marghescu M.:* Considerații privind turnarea cilindrilor de laminor cu fusuri conice, tip „Morgoil" la Uzina „Victoria" — Călan, nr. 9, p. 518—521.

Moldovan T. și *Alexinschi Tatiana:* Cărămizi refractare silicocromitice pentru capacele cuptoarelor adînci de la laminoare, nr. 10, p. 577—578.

Morait Margareta și *Mustăcescu Erika:* Încercări pentru stabilirea unor corelații între metoda de dizolvare electrolitică și metoda metalografică de determinare a incluziunilor nemetalice din oțeluri, nr. 3, p. 154—156.

Munteanu P.: Observații privind îmbunătățirea calibrării la laminorul de platine de la uzinele „Oțelul roșu", nr. 4, p. 210—212.

Munteanu P.: Contribuții la calibrarea profilelor T3 și T4 (STAS 566—49), nr. 11, p. 631—633.

Negruș O.: Aplicarea practică a metodelor chimice de analiză a azotului din oțeluri, nr. 12, p. 684—686.

Pauncev E.: Aspecte tehnico-economice legate de procesul metalurgic de realizare a sîrmei de cupru de calitate superioară, destinată conductorilor emailați, nr. 4, p. 216—219.

Petri I., Szabo A., Jitea Beatrice, Dragoman I., Pommer Erna, Corneanu A. și *Ivaniov V.:* Fabricarea șamotei silicoaluminoase cu peste 50 % Al_2O_3 și a produselor refractare aluminoase, nr. 6, p. 332—335.

Raszillier Veturia: Determinarea spectrală a aluminiului din oțelul Cr—Ni—Mo, nr. 8, p. 468—470.

Raszillier Veturia: Determinarea spectrală a aluminiului din oțel nealiat, nr. 11, p. 637.

Romanciuc I.: Metode și dispozitive pentru protejarea pompelor de vid pentru laborator, nr. 10, p. 581—583.

Spleiss Ecaterina: Fonta albă martensitică înalt rezistentă la uzură, utilizată în fabricația de pompe, nr. 9, p. 525—530.

Stanomir I. și *Filipan I.:* Instalație pentru granulat și însilozat gura de cubilou, nr. 1, p. 29—30.

Stanomir I. și *Borzea C.:* Folosirea miezurilor de uree la turnarea cu modele ușor fuzibile, nr. 2, p. 82—83.

Șerban N. și *Sachelarie M.:* Realizarea clemelor din alamă silicioasă pentru electrificarea căilor ferate, nr. 9, p. 521—525.

Șontea S. și *Simonetti N.:* Decaparea inelelor de siguranță, nr. 7, p. 397—398.

Ștefănescu I., Barbu I. și *Hîrșulescu M.:* Folosirea în cubilouri a cocsului brichete de turnătorie, nr. 8, p. 461—465.

Toma I.: Îmbunătățirea proprietăților mecanice ale oțelurilor necalmate cu conținut redus de carbon, laminate în tablă, nr. 8, p. 466—467.

Urseanu A. și *Scutu V.:* Înlocuirea cocsului clasic cu cocs de fluidizare în producția de aglomerat la Combinatul siderurgic — Reșița, nr. 11, p. 629—631.

Vida M.: Bronz special de antifricțiune, înlocuitor al bronzurilor superioare cu staniu, nr. 7, p. 393—397.

Weissman Ileana, Murafa Iudith și *Mihălcescu Mariela:* Analiza spectrală a bronzului BZ 6 Zn T, cu spectrograful automat „Cameca", nr. 10, p. 579—581.

Actualități și discuții

Berlumé I. și *Murguleț N.:* Materiale refractare izolante (izorefractare). Calculul conductivității și elemente de caracterizare calitativă, nr. 2, p. 83—88.

Berlumé I.: Dezvoltarea și repartizarea producției de oțel în lume, nr. 6, p. 343—347.

Boiangiu Gh.: Tendințe mondiale în dezvoltarea producției de laminate plate din oțel. Analize statistice, nr. 5, p. 277—281.

Codreanu M.: Studiu asupra productivității utilajelor de matrițare la cald, nr. 7, p. 404—408.

Constantinescu C.: Considerații asupra metodologiei de coordonare a proiectelor de execuție, nr. 4, p. 220—223.

Damsker D.: Reglarea automată a grosimii benzii late la laminoarele continue la cald, nr. 2, p. 88—94.

Dan Georgeta și *Protopopescu Aurelia:* Termeni întrebuințați în metalurgia pulberilor, nr. 6, p. 348—349.

Dragomir I.: Cîteva aspecte ale tratamentului oțelului lichid sub vid, nr. 3, p. 157—164.

Dumitrașcu P. și *Murguleț N.:* Fenomenul plasmatic și tehnica metalurgică, nr. 12, p. 687—691.

Geru N.: Determinarea austenitei reziduale prin metoda roentgenografică, nr. 8, p. 470—474.

Lederer A.: Stadiul actual al laminoarelor de benzi late la cald, nr. 1, p. 31—45.

Nițulescu F.: Laminarea profilelor economice, nr. 7, p. 398—403.

Novac Șt.: Problema zgomotului la fabricile de cabluri din oțel, nr. 3, p. 168—169.

Popescu Gh. M.: Laminarea la rece a tablelor subțiri și ultrasubțiri, nr. 9, p. 530—536.

Pridvornic M.: Relații de corelare și indici tehnico-economici în producția de piese forjate, nr. 10, p. 583—589.

Pridvornic M.: Stadiul actual și perspectivele dezvoltării producției de piese forjate în Republica Socialistă România, nr. 12, p. 691—694.

Rebușapcă D., Soare R. și *Nițu I.:* Creșterea producției și a productivității muncii în industria siderurgică, în perioada 1959—1964, nr. 3, p. 164—168.

Rebușapcă D., Vasilache Maria și *Orăscu Ș.:* Automatizarea și intensificarea proceselor tehnologice, factor principal de creștere a productivității muncii în industria siderurgică, în perioada 1959—1964, nr. 4, p. 224—226.

Șerban N. și *Sachelarie M.:* Metodele și materialele pentru impregnarea pieselor turnate din aliaje feroase și neferoase, nr. 2, p. 95—99.

Wanyorek C.: Bazele metalurgice ale remanierii prin sudare electrică a pieselor turnate din oțel, nr. 11, p. 638—642.

Protecția muncii

Fola M.: Prevenirea accidentelor la colectarea metalelor vechi provenite din muniții, nr. 8, p. 475—476.

Fola M.: Prevenirea pericolului de explozie la sudarea sau tăierea recipienților pentru combustibili, nr. 10, p. 589—590.

Herșcovici P.: Aspecte privind protecția, securitatea și igiena muncii în unele tehnologii din domeniul metalurgiei pulberilor, nr. 12, p. 694—697.

Lucrări de sinteză

Barbu I., Novac C. și *Goga Paula:* Cuptoare pentru cocsificarea materialelor în vase, nr. 7, p. 408—412.

Bogdan I.: Zincarea la cald a sîrmelor de oțel după procedeul Sendzimir, nr. 4, p. 226—227.

Negruș O.: Aplicarea metodei de analiză spectrofotoelectrică în industrie, nr. 8, p. 476—477.

Niculescu N.: Televiziunea industrială și aplicațiile ei în metalurgie, nr. 4, p. 227—229.

Oprea Sanda: Considerații privind interacțiunea dintre produsele de ardere din cuptor și metalul încălzit, nr. 10 p. 591—595.

Pilly N.: Din trecutul producției de fontă, nr. 11, p. 642—647.

Pilly N.: Din trecutul producției de fontă în regiunea munților Poiana Ruscă, nr. 12, p. 697—703.

Segărceanu T., Avram C. și *Guran M.:* Stadiul actual de dezvoltare a tehnologiilor de preparare și extragere a vanadiului, nr. 3, p. 170—173.

Suceveanu Gh.: Protecția împotriva coroziunii instalațiilor petroliere prin termodifuziunea zincului (serardizarea), nr. 5, p. 281.

Ștefănescu D. M.: Influența staniului asupra structurii și proprietăților fontelor cenușii, nr. 2, p. 99—102.

Vezeanu P.: Recuperatoare de radiație, nr. 9, p. 537—540.

Extrase

Nr. 1, p. 46—54
nr. 2, p. 99—118
nr. 3, p. 170—180
nr. 4, p. 226—240
nr. 5, p. 281—291
nr. 6, p. 350—362
nr. 7, p. 408—425
nr. 8, p. 476—486
nr. 9, p. 537—545
nr. 10, p. 596—605
nr. 11, p. 647—651
nr. 12, p. 704—713

Invenții

Nr. 5, p. 291—292
nr. 7, p. 427—429
nr. 11, p. 654—655
nr. 12, p. 714

Recenzii

Nr. 1, p. 55—57
nr. 3, p. 180—182
nr. 4, p. 241—244
nr. 5, p. 293—295
nr. 6, p. 362—363
nr. 7, p. 426—427
nr. 8, p. 486—489
nr. 9, p. 545—546
nr. 10, p. 606—607
nr. 11, p. 656—658
nr. 12, p. 714

Cronică

Nr. 1, p. 55
nr. 3, p. 182—184
nr. 4, p. 240—241
nr. 5, p. 296—298
nr. 8, p. 490—493
nr. 11, p. 658
nr. 12, p. 716

Note tehnico-economice

Nr. 11, p. 651—653

Revista revistelor

Nr. 1, p. 57—58
nr. 2, p. 118—120
nr. 4, p. 245—246
nr. 7, p. 429—430
nr. 8, p. 493—494
nr. 10, p. 607—608
nr. 11, p. 659
nr. 12, p. 715

Index alfabetic de autori

Alexinschi Taliana: nr. 10, p. 577—578
Apostol I.: nr. 4, p. 213—216
Avram C.: nr. 3, p. 170—173; nr. 10, p. 555—559
Avram Maria: nr. 4, p. 200—205
Balaban Lidia: nr. 4, p. 195—199
Barbu I.: nr. 6, p. 301—306; nr. 7, p. 408—412; nr. 8, p. 461—465; nr. 10, p. 549—555; nr. 11, p. 620—621
Bărăscu I.: nr. 3, p. 121—129
Belei Gh.: nr. 11, p. 622—625
Bența M.: nr. 6, p. 335—338
Bernștein M. L.: nr. 5, p. 266—268
Bertumé I.: nr. 2, p. 83—88; nr. 6, p. 343—347
Beșliu Laura: nr. 8, p. 433—436
Bireescu L.: nr. 11, p. 634—636
Bogdan I.: nr. 4, p. 226—227
Boiangiu Gh.: nr. 5, p. 277—281
Borzea C.: nr. 2, p. 82—83
Bratu I.: nr. 8, p. 451—456
Brătescu C.: nr. 4, p. 200—205
Bulzan Doina: nr. 1, p. 24—27
Caba M.: nr. 7, p. 389—393
Cedighian S.: nr. 5, p. 261—265
Chiriță V.: nr. 2, p. 65—69
Cîndea-Muntean V.: nr. 5, p. 249—252
Codreanu M.: nr. 3, p. 149—153; nr. 7, p. 404—408
Constantinescu C.: nr. 4, p. 220—223
Corciovei Emilia: nr. 6, p. 301—306; nr. 10, p. 549—555
Corneanu A.: nr. 6, p. 332—335
Cosma D.: nr. 12, p. 661—666
Cosneanu C.: nr. 1, p. 11—13; nr. 10, p. 563—567; nr. 12, p. 667—672
Costache S.: nr. 1, p. 27—28
Costăchescu I.: nr. 1, p. 9—11
Costescu Doina: nr. 10, p. 574—576
Crafti A.: nr. 1, p. 5—8
Craiu Viorica: nr. 11, p. 613—619
Crăciunescu V.: nr. 8, p. 436—439
Cristea Silvia: nr. 8, p. 442—446
Crișan I.: nr. 4, p. 205—210
Damsker D.: nr. 2, p. 88—94
Dan Georgeta: nr. 6, p. 348—349
Dan Valentina: nr. 8, p. 433—436
Dascălu H.: nr. 3, p. 135—140
David V.: nr. 4, p. 185—188
Dîmboiu C.: nr. 12, p. 672—676
Dobrescu R.: nr. 12, p. 682—684
Dragoe Gh.: nr. 11, p. 634—636
Dragoman I.: nr. 6, p. 332—335
Dragomir I.: nr. 2, p. 61—64; nr. 3, p. 157—164
Drăgan I.: nr. 1, p. 5—8

Drăgan N.: nr. 5, p. 266–268
Dumitrașcu P.: nr. 12, p. 687–691
Dumitrescu Th.: nr. 4, p. 192–195; nr. 7, p. 389–393; nr. 12, p. 682–684
Dumitrescu Tr.: nr. 12, p. 667–672
Falk E.: nr. 6, p. 301–306; nr. 10, p. 549–555
Feber I.: nr. 7, p. 373–378
Fechete A.: nr. 2, p. 80–82
Fekete Al.: nr. 1, p. 24–27
Feldmann V.: nr. 8, p. 436–439
Filipan I.: nr. 1, p. 29–30
Firoiu C.: nr. 9, p. 508–510
Fischgold R.: nr. 7, p. 373–378
Forizs St.: nr. 9, p. 497–500
Fota M.: nr. 8, p. 475–476; nr. 10, p. 589–590
Folache I.: nr. 2, p. 77–79
Franțiu I.: nr. 4, p. 189–192; nr. 8, p. 439–442
Gâdea Suzana: nr. 6, p. 313–318
Geru N.: nr. 8, p. 470–474
Ghinea M.: nr. 12, p. 682–684
Giacomelli I.: nr. 12, p. 672–676
Gîrleanu Gr.: nr. 5, p. 275–277
Goga Paula: nr. 7, p. 408–412
Gonțeanu A.: nr. 5, p. 249–252
Gründwald E.: nr. 6, p. 338–343
Guran M.: nr. 3, p. 170–173; nr. 10, p. 555–559
Haidenreich R.: nr. 11, p. 634–636
Haltrich K.: nr. 11, p. 626–628
Havlicek Fr.: nr. 1, p. 18–23
Hătărăscu O.: nr. 5, p. 253–257; nr. 7, p. 365–369
Herșcovici P.: nr. 12, p. 694–697
Hîrșulescu M.: nr. 8, p. 461–465
Iancu V.: nr. 5, p. 272–274
Iliescu Elena: nr. 4, p. 195–199
Ionescu D.: nr. 7, p. 369–373; nr. 11, p. 626–628
Ionescu Gh. I.: nr. 10, p. 574–576
Ionescu S.: nr. 2, p. 27–28
Ioniță I.: nr. 3, p. 144–148
Iușan Rozalia: nr. 9, p. 514–518
Ivan M.: nr. 12, p. 682–684
Ivaniov V.: nr. 6, p. 332–335
Jakab E.: nr. 8, p. 451–456
Jelinek P.: nr. 1, p. 18–23
Jitea Beatrice: nr. 6, p. 332–335
Kaba E.: nr. 4, p. 185–188
Klöckl O,: nr. 1, p. 1–5
Kozak R.: nr. 2, p. 69–73
Laiu N.: nr. 4, p. 189–192
Lazăr C.: nr. 3, p. 156–157
Lederer A.: nr. 1, p. 31–45
Lică T.: nr. 4, p. 192–195
Marghescu M.: nr. 9, p. 518–521
Marinescu – Firică M.: nr. 2, p. 73–76; nr. 3, p. 130–134
Mazur Margareta: nr. 8, p. 433–436
Mereț N.: nr. 9, p. 514–518
Mețianu I.: nr. 6, p. 313–318
Mihălcescu Marieta: nr. 10, p. 579–581
Minkevici A. N.: nr. 6, p. 325–329; nr. 7, p. 385–389
Mitrofan A.: nr. 9, p. 518–521
Moldovan T.: nr. 10, p. 577–578
Moldoveanu D.: nr. 6, p. 313–318
Morait Margareta: nr. 3, p. 154–156
Morait R.: nr. 4, p. 200–205
Munteanu P.: nr. 4, p. 210–212; nr. 11, p. 629–631
Murafa Iudith: nr. 10, p. 579–581
Murguleț N.: nr. 2, p. 83–88; nr. 3, p. 121–129; nr. 12, p. 687–691
Mustăcescu Erika: nr. 3 p. 154–156
Neață-Bălescu M.: nr. 9, p. 508–510
Negrescu C.: nr. 12, p. 682–684
Negruș O.: nr. 8 , p. 476–477; nr. 12, p. 684–686
Nica M.: nr. 2, p. 61–64
Nicolae Alexandrina: nr. 8, p. 442–446
Niculescu N.: nr. 4, p. 227–229
Niederkorn I.: nr. 11, p. 613–619
Niță V.: nr. 2, p. 80–82
Nițu I.: nr. 3, p. 164–169
Nițulescu F.: nr. 7, p. 398–403
Novac C.: nr. 7, p. 408–412
Novac St.: nr. 1, p. 5–8; nr. 9, p. 514–518
Ogea M.: nr. 9, p. 510–514
Oncescu M.: nr. 4, p. 213–216
Oprea Sanda: nr. 10, p. 591–595
Oprescu I.: nr. 12, p. 676–681
Orăscu S.: nr. 4. p. 224–226
Orosz Ruxandra: nr. 7, p. 369–373
Pauncev E.: nr. 4, p. 216–219
Păun A.: nr. 7, p. 369–373
Petri L.: nr. 6, p. 332–335
Pilly N.: nr. 11, p. 642–647; nr. 12, p. 697–703
Plachy I.: nr. 6, p. 319–325
Poeniță Virginia: nr. 11, p. 622–625
Pommer Erna: nr. 6, p. 332–335
Popescu Gh. N.: nr. 9, p. 530–536
Popescu V. I.: nr. 9, p. 504–508; nr. 10, p. 571–574
Popescu Viorica: nr. 7, p. 389–393
Přibÿl I.: nr. 6, p. 319–325
Pridvornic M.: nr. 10, p. 583–589; nr. 12, p. 691–694
Protopopescu Aurelia: nr. 5, p. 261–265; nr. 6, p. 348–349
Protopopescu M.: nr. 6, p. 313–318
Raszillier Veturia: nr. 8, p. 468–470; nr. 11, p. 637
Rădulescu I.: nr. 2, p. 77–79
Rău Al.: nr. 5, p. 257–261; nr. 6, p. 306–312
Rebușapcă D.: nr. 3, p. 164–169; nr. 4, p. 224–226
Reinhorn Gabriela: nr. 6, p. 301–306; nr. 11, p. 620–621
Rîcă I.: nr. 6, p. 335–338
Romanciuc I.: nr. 10, p. 581–583
Rotenstein B.: nr. 8, p. 446–451
Sachelarie M.: nr. 2, p. 95–99; nr. 9, p. 521–525
Sassu N.: nr. 3, p. 140–144
Sava Elena: nr. 7, p. 369–373
Scutu V.: nr. 1, p. 24–27; nr. 11, p. 629–631
Segărceanu T.: nr. 3, p. 170–173; nr. 10, p. 555–559
Simonetti N.: nr. 7, p. 397–398
Sîrbu N.: nr. 9, p. 501–504
Slivneanu Iulia: nr. 11, p. 613–619
Soare R.: nr. 3, p. 164–169
Sofroni L.: nr. 10, p. 559–563; nr. 12, p. 667–672
Spleiss Ecaterina: nr. 9, p. 525–530
Stanomir I.: nr. 1, p. 29–30; nr. 2, p. 82–83
Stălinescu I.: nr. 12, p. 667–672
Suceveanu Gh.: nr. 5, p. 281; nr. 6, p. 325–329; nr. 7, p. 385–389; nr. 11, p. 626–628
Szabo A.: nr. 6, p. 332–335
Șerban A.: nr. 6, p. 329–332
Șerban N.: nr. 2, p. 95–99; nr. 9, p. 521–525
Șerdean Ana: nr. 8, p. 456–461
Șontea S.: nr. 7, p. 397–398
Ștefănescu D. M.: nr. 1, p. 13–17; nr. 2, p. 99–102
Ștefănescu Gh.: nr. 4, p. 200–205
Ștefănescu I.: nr. 6, p. 301–306; nr. 8, p. 461–465; nr. 10, p. 549–555
Teodorescu M.: nr. 7, p. 373–378
Toma I.: nr. 8, p. 466–467; nr. 10, p. 555–563; nr. 12, p. 667–672
Tripșa I.: nr. 7, p. 365–369; nr. 12, p. 661–666
Tudoran P.: nr. 12, p. 672–676
Urseanu A.: nr. 11, p. 629–631
Vacu Silvia: nr. 5, p. 257–261; nr. 6, p. 306–312
Vasilache Maria: nr. 4, p. 224–226
Văcărescu N.: nr. 10, p. 555–563
Veiser I.: nr. 10, p. 567–571
Vezeanu P.: nr. 9, p. 537–540
Vida M.: nr. 7, p. 393–397
Vulcu V.: nr. 8, p. 451–456
Wanyorek C.: nr. 7, p. 378–385; nr. 11, p. 638–642
Weisman Ileana: nr. 10, p. 579–581
Winkler A.: nr. 8, p. 436–439

Automate, instalații și aparate pentru toate procesele chimice și electrolitice ale galvanotehnicii

Instalații de galvanizare complet automatizate, de cele mai diverse sisteme, instalații cu comandă conform unui program special, instalații pentru galvanizarea valțurilor de imprimare a hîrtiei și textilelor. Instalații galvanoplastice pentru executarea clișeelor, pieselor pentru forme și matrițe, instalații pentru tratarea apelor reziduale, ca : înlăturarea toxicității, neutralizarea și îndepărtarea șlamului, instalații pentru recuperarea metalelor, redresoare, dispozitive de filtrare pentru tehnica galvanizării

Procedee de înaltă productivitate și preparate pentru tratamentul chimic și electrolitic al suprafețelor metalelor și materialelor plastice

Băi pentru cupru lucios, acide și alcaline, băi pentru nichel lucios, băi de crom cu reglaj automat, băi de crom cu protecție pentru înlăturarea ceței care este dăunătoare pentru sănătatea personalului, băi pentru metale nobile, băi pentru zinc lucios, pentru cadmiu lucios, procedee pentru acoperiri lucioase și anodizarea aluminiului, materiale pentru șlefuire și polizare, sub formă solidă sau lichidă

BLASBERG GALVANOTECHNIK

un factor pentru finisajul rațional

Friedr. Blasberg-Solingen

Blasberg

GmbH. & Co. KG

**Fabrică specială pentru tehnica galvanizării
565 Solingen-Merschied-
Republica Federală Germania**

DIN CUPRINSUL Nr. 1/1967

Gheorghișor Gh. : **Comportarea volatilelor din combustibilii solizi, în procesul de aglomerare a minereurilor de fier.**

Barbu I., Ștefănescu I. și *Reinhorn Gabriela* : **Determinarea rezistenței la cald a cocsului pentru furnal.**

Cazimirovici E. și *Tămăjan L.* : **Cercetări în legătură cu influența unor parametri principali ai laminatelor asupra lățirii la laminarea benzilor.**

Cosneanu C. : **Tensiunea superficială a fontelor cu grafit nodular.**

Dreucean A., Bagiu L. și *Sporea I.* : **Studii privind stabilitatea efectului de tratament termic la piesele turnate din aliaje de aluminiu care lucrează la temperaturi ridicate.**

Oprescu I. : **Cu privire la calculul caracteristicilor unor tipuri de agregate de tratament termic.**

Horga I. : **Determinări fotoelectrocolorimetrice ale gradului de ardere a produselor refractare.**

Oprea Fl. : **Activitatea termodinamică a oxizilor în zgure.**

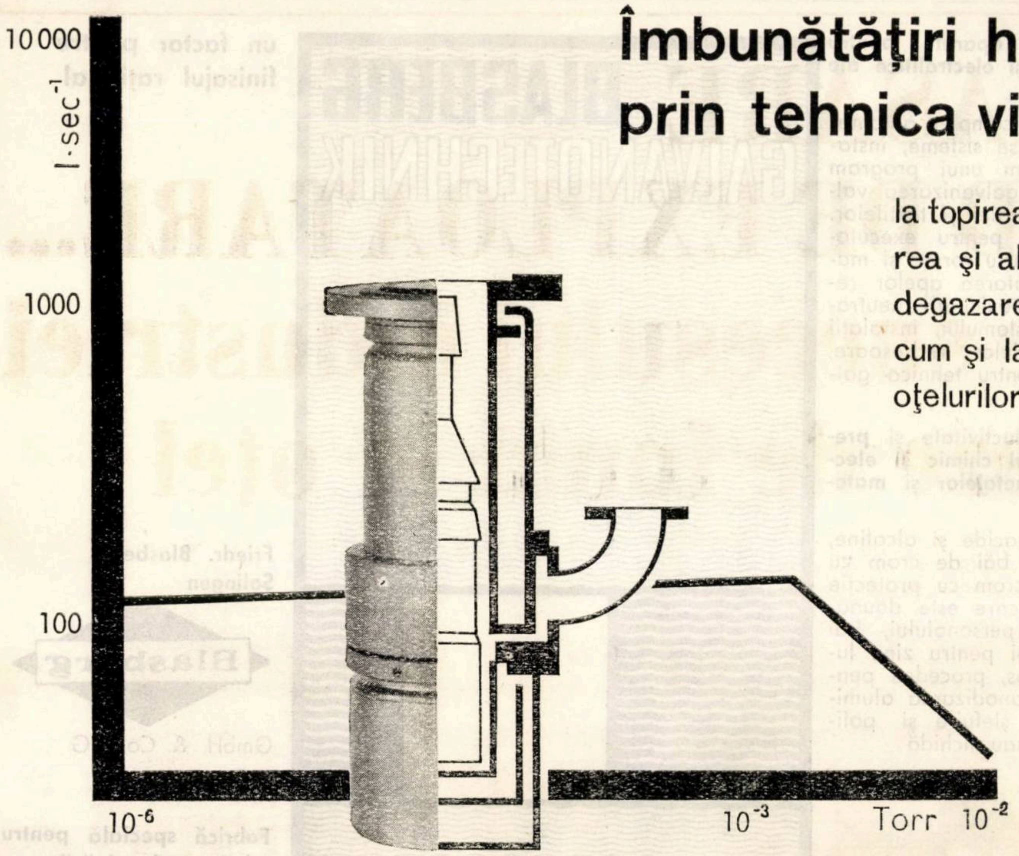
Dumitrașcu P. și *Murguleț N.* : **Tehnologia metalurgică plasmatică.**

Belei Gh. și *Poeniță Virginia* : **Stabilirea liniilor directoare de dotare cu utilaj tehnologic modern a turnătoriilor din Republica Socialistă România.**

Veiser I. : **Considerații în legătură cu măsurile pentru prevenirea îmbolnăvirilor de silicoză la fabrica de produse refractare silica „9 Mai" — Turda.**

Pilly N. : **Din trecutul producției de fontă în regiunea munților Poiana Ruscă.**

Îmbunătăţiri hotărîtoare prin tehnica vidului înalt



la topirea în vid, la sinterizarea şi alierea metalelor, la degazarea topiturilor, precum şi la turnarea în vid a oţelurilor speciale.

Pompa noastră de difuzie cu ulei, de vid înalt, HVPO-120

serveşte pentru producerea de viduri înaintate de ordinul de mărime a 10^{-3} pînă la 10^{-7} torr. Domenii de aplicabilitate: instalaţii de depunere prin evaporare, aparate electrono- şi ionooptice, cuptoare cu vid înaintat, microscoape electronice, bancuri de pompare pentru industria de lămpi cu incandescenţă şi tuburi electronice.

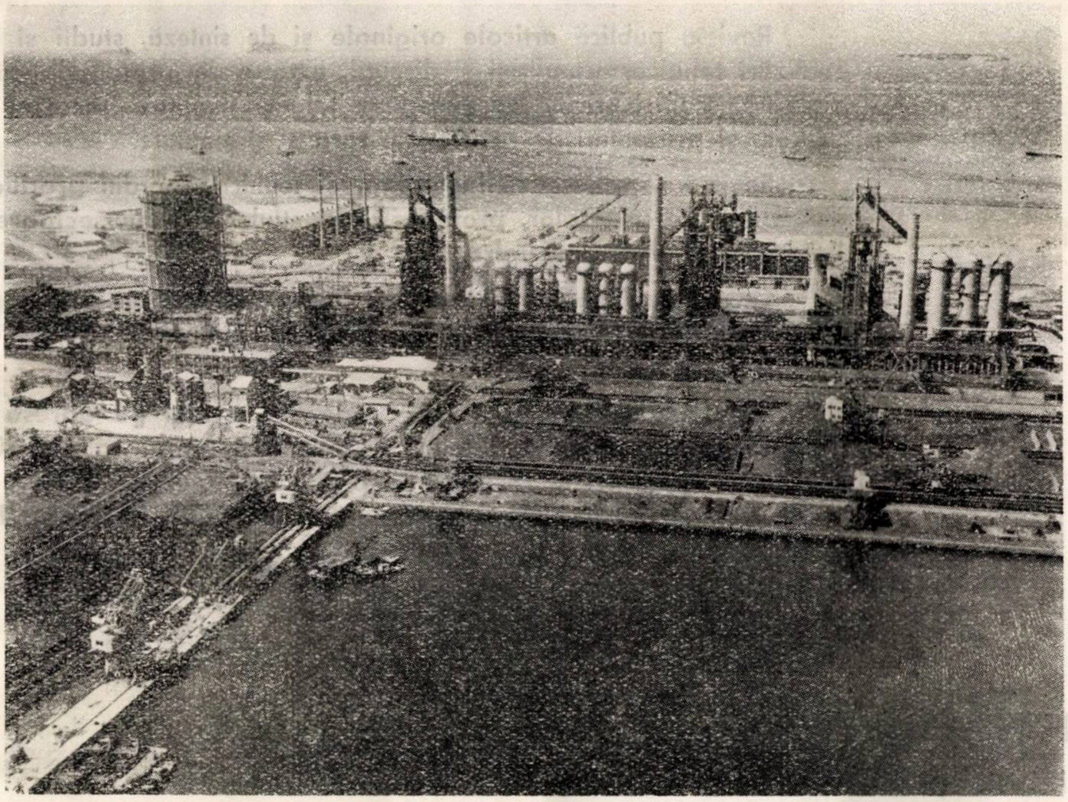
VEB Carl Zeiss JENA

CARL ZEISS JENA

Reprezentanţa noastră de pe lîngă
Secţia Comercială a Ambasadei R.D.G.,
Bucureşti, str. Demarat 8, raion Tudor
Vladimirescu, telefon: 21.68.42

AMPLASARE ȘI MOD DE EXPLOATARE...

Bazele succesului industriei japoneze de fontă și oțel



Japonia este recunoscută drept o mare producătoare și, în același timp, drept cea mai mare exportatoare de fontă și oțel de calitate. Această reputație are la bază mai multe aspecte. Se pare că cel mai important dintre acestea este plasarea uzinelor siderurgice chiar pe coastă.

Prin aceasta, Japonia are avantajul că primește materii prime direct de pe vase. Produsele finite sînt încărcate, la rindul lor, pe vasele marinei comerciale, și transportate, în schimbul unei taxe scăzute, direct la beneficiar. Acest fapt a favorizat expedierile prompte ale fontei și ale oțelului japonez la un preț redus.

Printr-un larg program de dezvoltare industrială, Japonia și-a asigurat o poziție avansată pe piața internațională a oțelului.

De asemenea, atit munca asiduă de cercetare, cit și programul de dezvoltare care examinează cercetările complexe ale științelor chimice și metalurgice, au contribuit la descoperirea unor noi și înaintate procese tehnologice. La cele de mai sus se adaugă și punerea în funcțiune a furnalelor moderne, a cuptoarelor cu insuflare de oxigen (procesul LD) și a altor utilaje moderne. Acestea, împreună cu plasarea ideală și cu o conducere în pas cu progresul tehnic, conferă calitate superioară, durabilitate și o înaltă rezistență produselor siderurgiei japoneze.

JAPAN IRON & STEEL EXPORTERS' ASSOCIATION
ISEA 3—16, NIHONBASHI — KAYABACHO, CHUO — KU, TOKYO, JAPAN

Ingineri și tehnicieni

ABONAȚI-VĂ

pe anul 1967 la revista

METALURGIA

Organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor

Revista publică articole originale și de sinteză, studii și cercetări, realizări tehnice, actualități și discuții, extrase din presa tehnică de specialitate, cronici privind evenimentele tehnico-științifice, recenzii de cărți, precum și prezentări de reviste din țară și străinătate.

Revista se adresează inginerilor și tehnicienilor din producție, proiectanților, cercetătorilor, profesorilor și studenților din sectoarele metalurgice și de materiale refractare.

Costul unui abonament pentru întreprinderi și instituții este de lei 150 pe 12 luni, iar pentru ingineri, tehnicieni și studenți, de lei 48 pe 12 luni și de lei 24 pe 6 luni.

Abonamentele se adresează redacției revistei pe adresa : Oficiul de documentare și publicații tehnice – M.I-M., București, raionul 30 Decembrie, str. Academiei nr. 7 (intrarea prin Edgar Quinet), telefon 13.09.25, cont virament nr. 022.001 B.N. Republica Socialistă România, Filiala 30 Decembrie.

REÎNNOIȚI

comenzile de publicitate

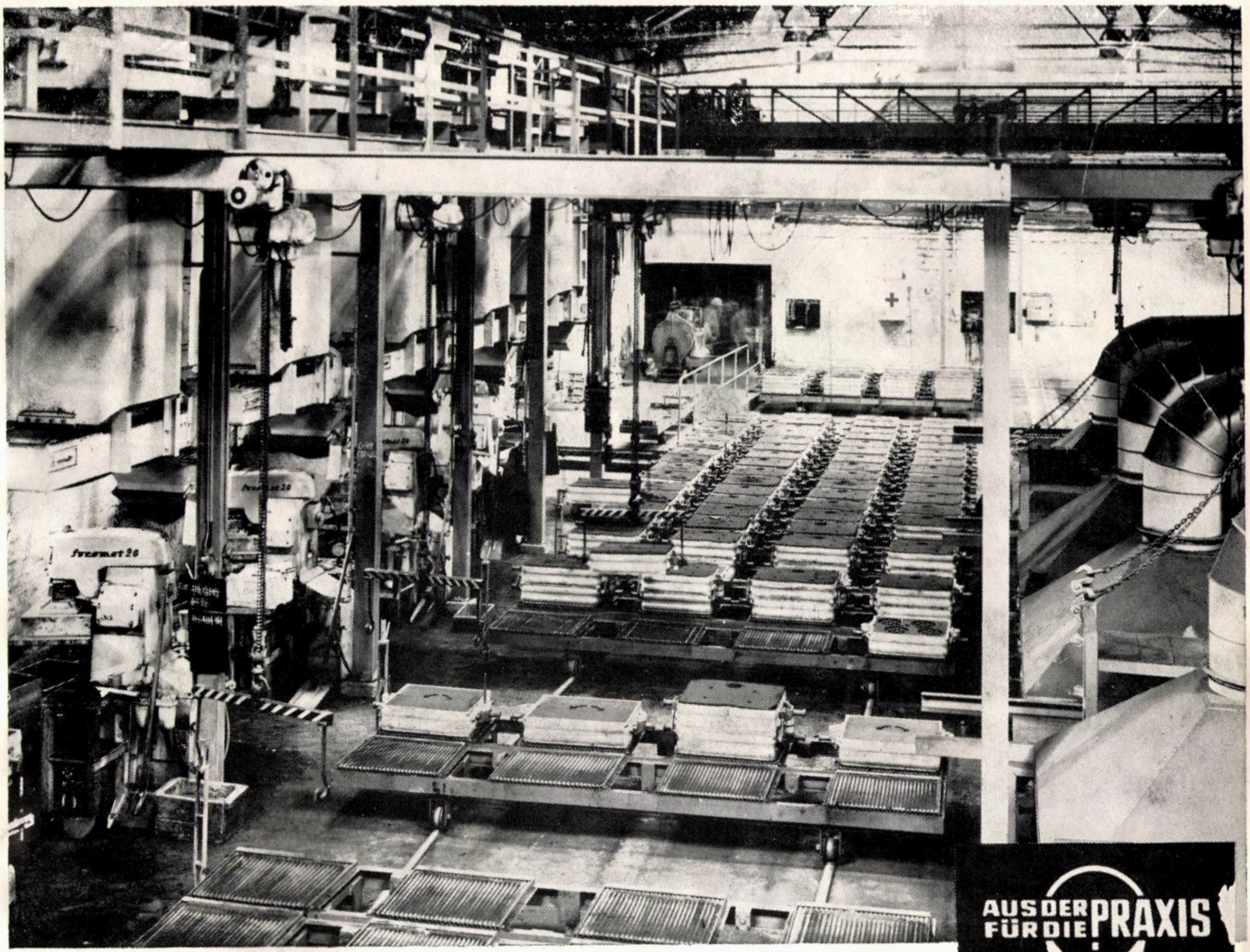
la revista

METALURGIA

Revista publică pagini de reclamă industrială, la negru și în culori, pentru produsele întreprinderilor siderurgice, de materiale refractare și lucrări de construcții și montaje siderurgice.

De asemenea, publică reclame pentru întreprinderile furnizoare de materii prime și materiale auxiliare, utilaje și echipamente industriale din țară și străinătate.

TEHNICA CEA MAI MODERNĂ + CEA MAI INAINTATĂ TEHNOLOGIE =
= EFECT ECONOMIC RIDICAT



AUS DER PRAXIS FÜR DIE PRAXIS

INSTALAȚII DE FORMARE TIPIZATE
(livrabile în termen scurt)
Dimensiunea de construcție 20 (dimensiunile cuvei : 630 × 500 mm)
Dimensiunea de construcție 40 (dimensiunile cuvei : 1 000 × 800 mm)

Avantajele instalațiilor tip:

- Instalații tehnologice și economice bine puse la punct
- Amortizare în termen scurt, prin cheltuieli relativ mici
- Datele privind tehnologia și normele de întrebuințare se livrează o dată cu instalațiile
- Posibilitatea de variere permite o utilizare multilaterală
- Intreținere ușoară și un consum redus de piese de schimb
- Prin utilizarea INSTALAȚIILOR TIP, se obține o producție rațională în turnătorie

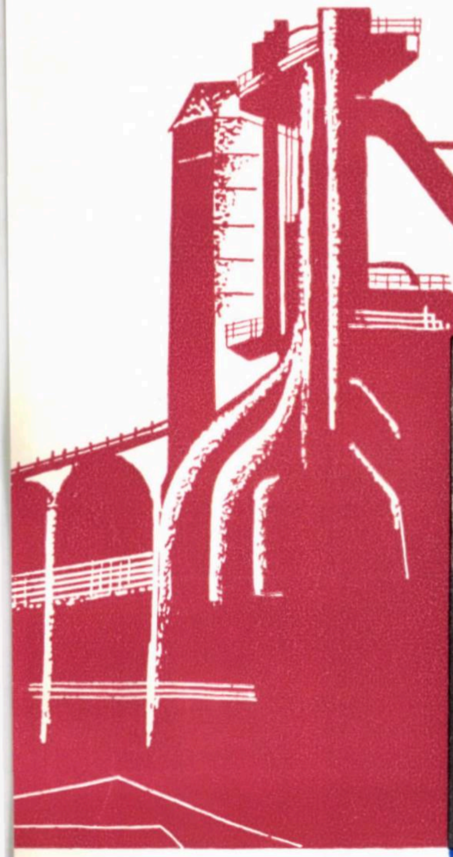
Serviciul nostru de oferte și de deservire a clienților vă acordă asistență de specialitate în toate problemele aferente.

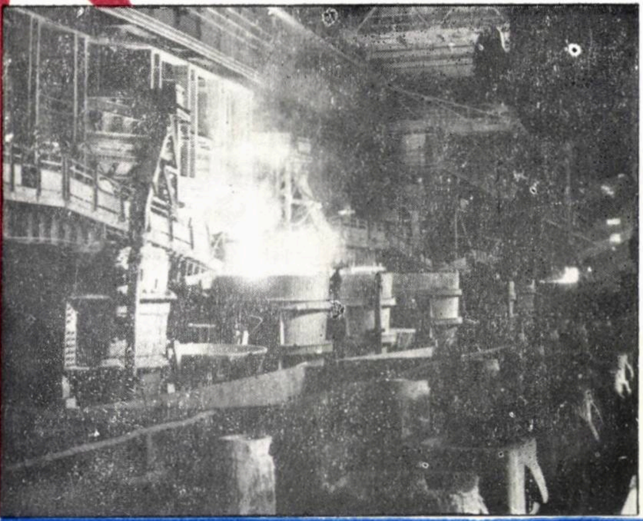
VEB GIESSEREIANLAGEN · 701 LEIPZIG

Deutscher Innen-und Aussenhandel
108 Berlin, Taubenstrasse 7—9
Telegramme: DIAINVESTA
Telex: 011 2695 diaie dd
Republica Democrată Germanü

INVEST EXPORT

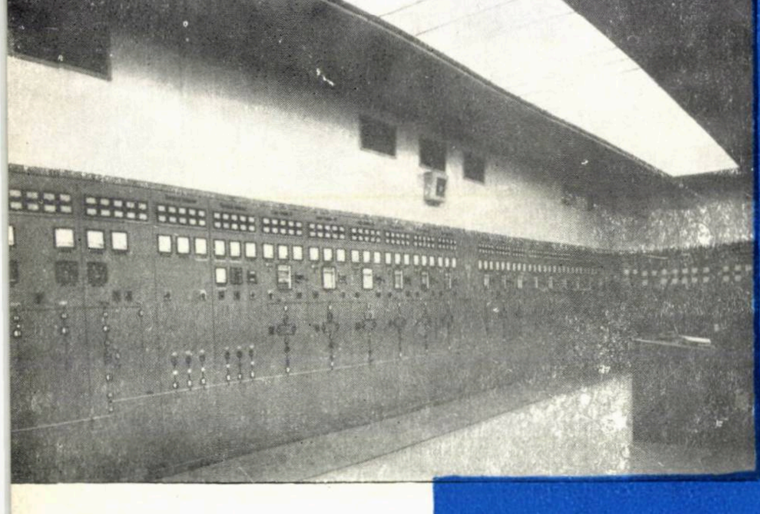
COMBINATUL

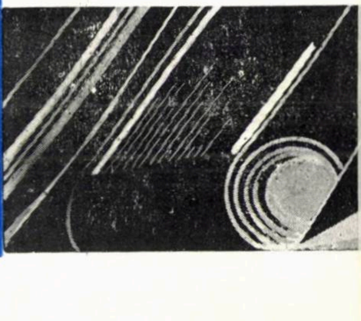




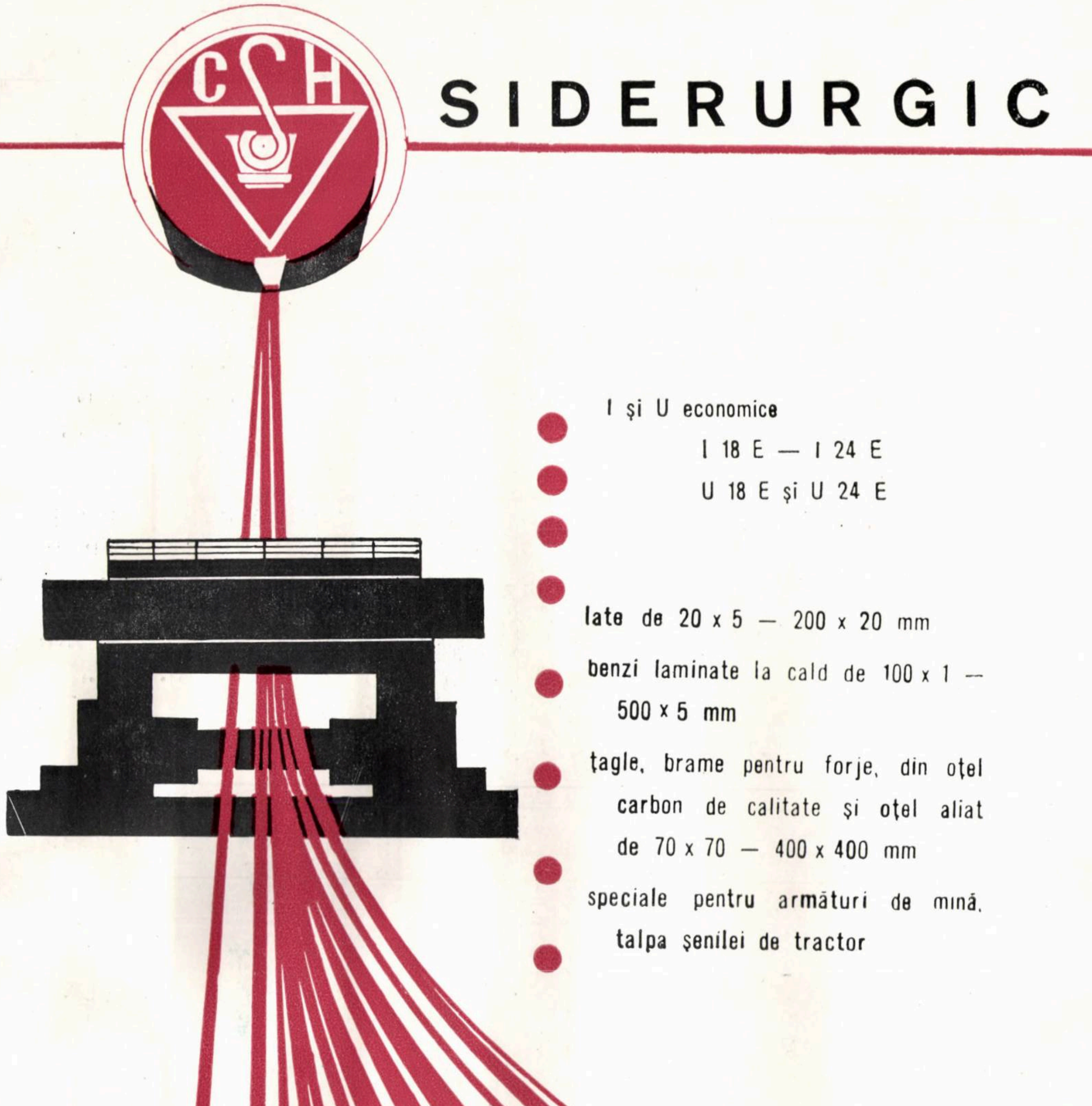
PROFILE LAMINATE DIN OŢELURI CARBON CALMATE, SEMICALMATE ŞI NECALMATE, OŢELURI CARBON DE CALITATE, OŢELURI ALIATE ŞI SLAB ALIATE

- rotunde cu diametrul de 6—250 mm;
- corniere de 20 x 20 — 160 x 160 mm;
- I şi U normale
  - I 18 — I 24
  - U 6,5 — U 24



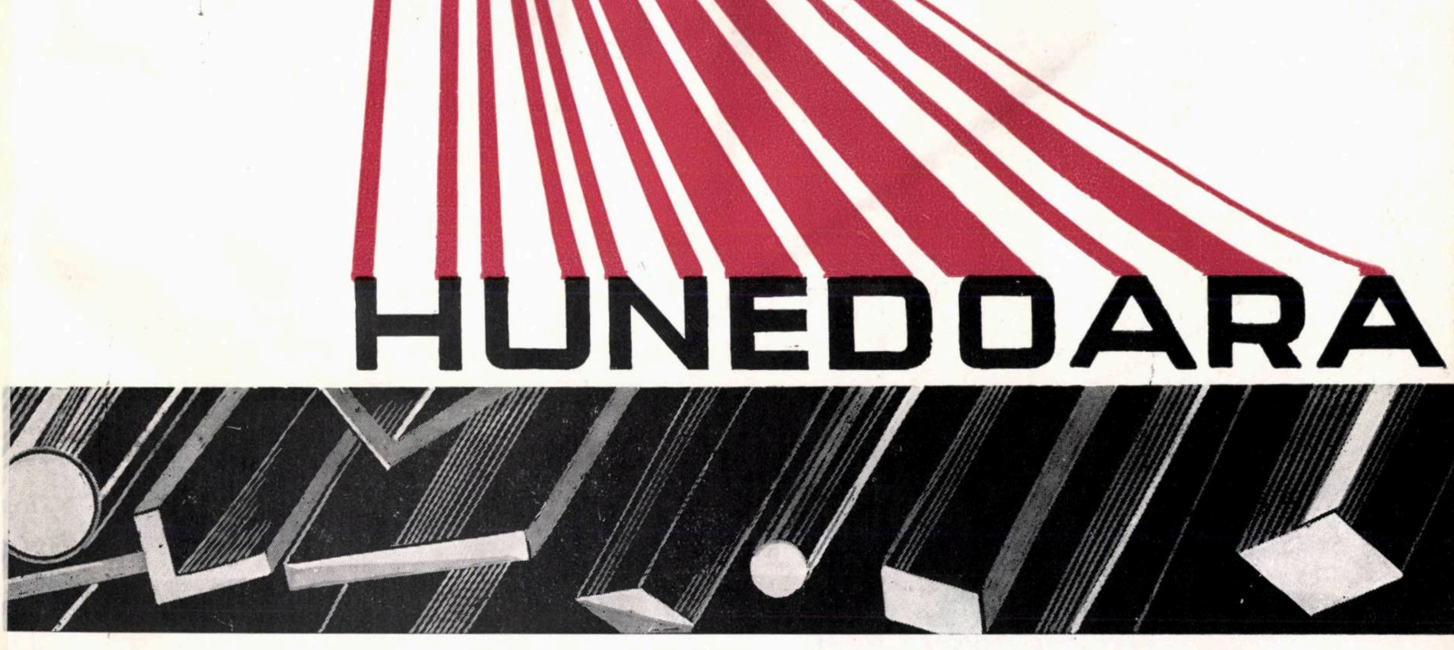


SIDERURGIC



- I şi U economice
  - I 18 E — I 24 E
  - U 18 E şi U 24 E
- late de 20 x 5 — 200 x 20 mm
- benzi laminate la cald de 100 x 1 — 500 x 5 mm
- ţagle, brame pentru forje, din oţel carbon de calitate şi oţel aliat de 70 x 70 — 400 x 400 mm
- speciale pentru armături de mină, talpa şenilei de tractor

HUNEDOARA



UZINA
METALURGICĂ
IAȘI

PROFILE INDOITE

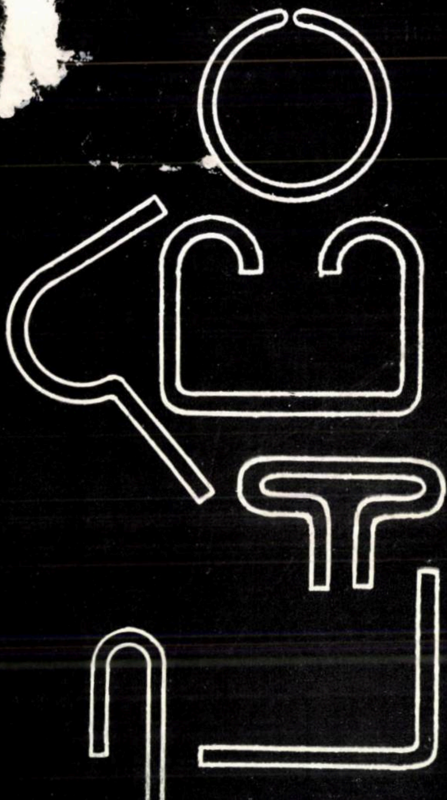
PROFILE DE UZ GENERAL:

tipuri curente: profil cornier cu aripi egale și neegale, profil U cu aripi egale, profil Z cu aripi egale și neegale;

tipuri speciale: profil Ω cu aripi egale și neegale, profil U cu aripi întărite, profil pătrat și profil dreptunghiular, profil U cu aripi neegale, profil V cu aripi egale și neegale, profil curb, profil cornier cu aripi întărite.

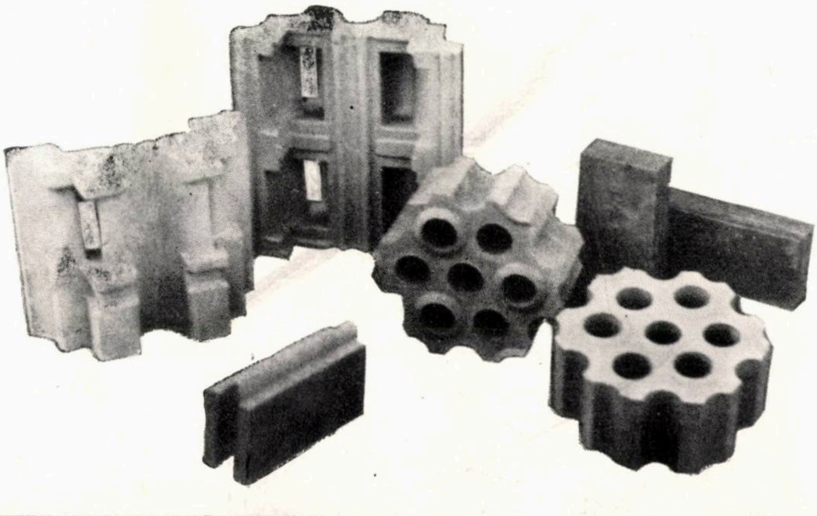
PROFILE SPECIALE:

- profile tubulare
- profile plate
- profile pentru tîmplărie metalică
- profile diverse



Str. Primăverii, 6, tel. 5301—1934

	PRODUSE REFRACTARE SILICOALUMINOASE		PRODUSE REFRACTARE SEMIACIDE
	UZ GENERAL	TIP „FAGURE" PENTRU CAUPERE	
Refractaritatea, °C	1690—1730	1730	1710
Rezistența la compresiune, kgf/cm²	400	700	300
Porozitatea aparentă, %	14—19	15—19	19—22
Densitatea aparentă, g/cm³	2,05—2,15	2,05—2,11	2,00—2,05



FABRICA
DE
PRODUSE
REFRACTARE

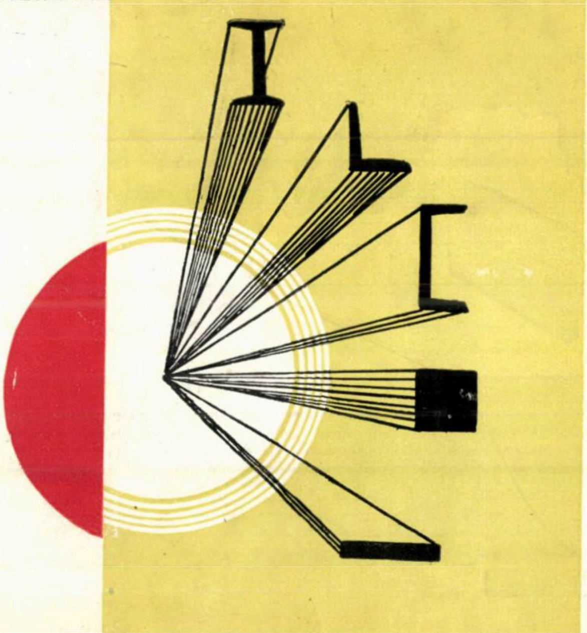
„RĂSĂRITUL"

BRAȘOV
STR. I. C. FRIMU NR. 95
TELEFON 15 826 ȘI 15 827

COMBINATUL SIDERURGIC

1966 JAN 27

REȘIȚA



- Fontă de afinare;
- Oțeluri carbon și aliate în lingouri pînă la 7 t;
- Profile grele și mijlocii din oțeluri carbon și aliate;
- Șine pentru cale ferată;
- Bandaje și discuri de cale ferată;
- Zgură granulată de furnal.